



**ÉVALUATION DE L'ÉTAT DES REVÊTEMENTS ANTI-EFFLUVES PRÉSENTS
SUR LES BARRES STATORIQUES DES ALTERNATEURS PAR
CARTOGRAPHIE DU CHAMP ÉLECTRIQUE**

Par Gbah KONÉ

**Thèse présentée à l'Université du Québec à Chicoutimi en vue de l'obtention
du grade de Docteur en ingénierie**

Québec, Canada

© Gbah KONE, 2018

RESUMÉ

Les revêtements anti-effluves sont des composants très critiques du système d'isolation des barres statoriques des alternateurs et des moteurs fonctionnant à 6 kV ou plus. Ils sont utilisés pour éviter des décharges partielles dites « externes » dans la partie des barres statoriques appelée « développante ».

L'action d'un revêtement anti-effluves se manifeste par la réduction du champ électrique à l'endroit où il est disposé, permettant ainsi d'inhiber la présence de décharges partielles. Par conséquent, la connaissance des distributions du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves est essentielle pour juger de l'efficacité de ces matériaux. En outre, en raison de la faible épaisseur (dixième de millimètre) des revêtements anti-effluves, l'utilisation de la formulation normale (approche volumique) de la méthode des éléments finis pour l'étude numérique des barres statoriques devient problématique (divergence de la solution) particulièrement dans le domaine temporel.

L'objectif du présent projet de recherche, réalisé en collaboration avec l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) et qui comprend deux parties (numérique et expérimentale) vise à étudier la distribution du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves installés sur les barres statoriques des groupes turbines alternateurs. La méthode numérique consiste à réaliser avec différents modèles (2D axisymétrique et 3D) l'étude thermoélectrique d'une barre statorique par la méthode des éléments finis (MEF) en utilisant une formulation surfacique (approche surfacique). La méthode expérimentale est basée sur l'utilisation d'un nouveau capteur électro-optique (EO) pour la mesure directe des composantes tangentielle et normale du champ électrique. Les mesures expérimentales et numériques ont été comparées afin de valider le nouveau modèle numérique tridimensionnel d'une barre statorique qui a été développé dans le cadre de ce projet.

L'étude numérique a permis de démontrer que l'approche surfacique peut être utilisée en lieu et place de l'approche volumique pour déterminer les distributions de la température et du champ électrique le long du revêtement anti-effluves avec une précision fiable et un temps de simulation plus court (1/5 du temps de simulation de l'approche volumique). C'est un résultat intéressant qui permet de résoudre le problème de la modélisation des couches minces par la MEF qui conduit, dans le cas de l'approche volumique à des éléments du maillage avec des « aspects ratios » médiocres, conduisant ainsi à une instabilité numérique, notamment dans le domaine temporel. En outre, il a été observé que pour une étude en 3D d'une barre statorique par la MEF, il convient d'utiliser la géométrie réelle d'une barre statorique en lieu et place des modèles simplifiés comme dans les travaux antérieurs. En effet, les résultats obtenus dans ce travail ont montré une différence entre les distributions du champ électrique obtenues avec la géométrie réelle d'une barre et les modèles simplifiés. Enfin, les distributions des composantes du champ

électrique obtenues numériquement ont montré une très bonne concordance avec les résultats expérimentaux.

Les mesures expérimentales avec le capteur EO ont permis, dans un premier temps de démontrer l'aptitude du nouveau système de mesure utilisé dans le cadre de ce projet de recherche, à mesurer les composantes tangentielle et normale du champ électrique avec une très grande précision. La connaissance des deux composantes du champ E a permis de déterminer le champ E résultant qui doit être considéré pour une meilleure évaluation de la contrainte électrique subie par la zone de chevauchement revêtements conducteur (RC) et anti-effluves (RAE) en vue d'améliorer sa conception. La mesure de la composante tangentielle du champ électrique démontre que la largeur de la zone où les valeurs du champ électrique sont élevées augmente avec la valeur de la tension appliquée. Ce résultat indique que l'étendue du revêtement anti-effluves sur une barre statorique doit augmenter avec la tension appliquée. Un autre résultat obtenu met en évidence la déformation l'onde temporelle de la composante normale du champ E en présence du revêtement anti-effluves. Ce résultat, qui est dû à la non-linéarité du matériau anti-effluves, peut être utilisé pour vérifier cette propriété. La mesure de la composante normale du champ électrique a permis une démonstration de la loi de réfraction. En effet, il a été observé que la valeur du champ électrique est significative à la jonction RC/RAE (point triple) et dans le coude de la barre (irrégularité dans la surface du revêtement anti-effluves).

Tous ces résultats expérimentaux obtenus avec le nouveau capteur EO utilisé dans ce travail et qui ont été justifiés par des lois théoriques montrent qu'il peut être employé pour évaluer l'efficacité des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques des alternateurs. Cela permettra de réduire les défaillances du système d'isolation des barres statoriques causées par un défaut des revêtements anti-effluves.

ABSTRACT

Stress Grading Tape (SGT) is critical component of stators Bars (Roebel Type) insulation system operating at 6 kV or above and Invert Fed Drive (IFD) motor stators rated 3.3 kV and above. It is present to avoid partial discharge from occurring in the end winding near the end of the stator core.

The Stress grading acts by reducing the field where it was arranged, thus leading to inhibit the presence of partial discharge. Therefore, the evaluation and analysis of electric-field distributions is essential to prove the functionality of SGT. In addition, the SGT is typically only tenths of a millimetre thick, this means that its depth is orders of magnitude smaller than the other dimensions associated with the stator bar. Therefore, modeling the SGT using volume approach can lead to a numerical instability (convergence problem) particularly in transient and non-linear (with a high non-linearity coefficient).

The purpose of this work which consists of two parts (numerical and experimental) and carried out in collaboration with the Hydro-Québec Research Institute (IREQ), aims to study E field distribution along SGT on stators bars. The numerical study focused on the comparison between volume and surface approach to calculate electric field and temperature distributions along the SGT under sinusoidal ac voltage. The simulations were performed using 2D-axisymmetric and 3D finite element method (FEM) of the Roebel Bar type model in Comsol Multiphysics®. The experimental method is based on the use of a new compact size electro-optic (EO) E-field probe for direct measurement of tangential and perpendicular E-field components. The numerical results are compared qualitatively as well as quantitatively to those obtained experimentally.

The numerical results obtained demonstrated that surface approach can be used instead volume approach to compute temperature and electric field distributions along the SGT at with a reliable precision. This is an interesting result because it solves the problem of thin layers modeling that leads in the case of the volume approach to elements in the mesh with poor aspect ratios which can, in turn, lead to numerical instability, particularly in a non-linear and transient regime. In addition, it has been observed that for a 3D FEM modeling of stator bar, it is appropriate to use real geometry instead simplified models as in previous works. Indeed, E field distributions obtained with stator bar real geometry are different to those obtained with simplified models. Finally, it has been observed a concordance between numerical and experimental results.

The experimental measurements showed ability of the new measurement system used in this work to measure with accurately tangential and perpendicular E-field components. The knowledge of these two E-field components allows the determination of resultant E-field that must be considered for proper design of overlap region. The tangential

E-field distribution showed that the SGT extent on a stator bar should increase with the applied voltage. Another result obtained showed the deformation of perpendicular E-field temporal waveform in presence of SGT, in high electrical stress region, due SGT non-linearity. This result can be used to verify SGT non-linearity. Perpendicular E-field measurement allowed a demonstration of refraction law. Indeed, it has been observed that perpendicular E-field is significant at the triple point of the conductor, the dielectric and the air, and where there are irregularities in the surface.

All these experimental results obtained with the new sensor used in this work have been justified by theoretical laws. This showed that the new measurement system can be used to prove the functionality of SGT presents on the alternators stator bars. The present work will contribute to reduce failures of stator bar main insulation caused by SGT defect.

TABLE DES MATIERES

| | |
|---|------|
| RESUMÉ..... | ii |
| ABSTRACT..... | iv |
| TABLE DES MATIERES..... | vi |
| LISTE DES TABLEAUX..... | viii |
| LISTE DES FIGURES..... | ix |
| LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SYMBOLES..... | xiv |
| DEDICACE..... | xvi |
| REMERCIEMENTS..... | xvii |
| CHAPITRE I..... | 1 |
| INTRODUCTION GÉNÉRALE..... | 1 |
| I.1 Introduction..... | 1 |
| I.2 Problématiques..... | 3 |
| I.3 Objectifs..... | 9 |
| I.4 Originalité..... | 11 |
| I.5 Organisation de la thèse..... | 12 |
| CHAPITRE II..... | 14 |
| REVUE DE LA LITTÉRATURE..... | 14 |
| II.1 Introduction..... | 14 |
| II.2 Présentation d'un alternateur..... | 15 |
| II.3 Décharges partielles dans les machines tournantes haute tension..... | 24 |
| II.4 Méthode de suppression des décharges partielles d'encoche et à l'extrémité des barres statoriques..... | 28 |
| II.5 Le revêtement anti-effluves résistif..... | 33 |
| II.6 Propriétés des revêtements conducteurs et anti-effluves..... | 37 |
| II.7 Mesure de la conductivité électrique σ_{CC} d'un revêtement anti-effluves..... | 43 |
| II.8 Contrôle de la performance des revêtement anti-effluves résistifs..... | 48 |
| II.9 Modélisation numérique des revêtements anti-effluves résistifs..... | 55 |
| II.10 Conclusion partielle..... | 60 |
| CHAPITRE III..... | 63 |

| | |
|--|-----|
| MATÉRIELS ET MÉTHODES | 63 |
| III.1 Introduction | 63 |
| III.2 Les barres statoriques utilisées..... | 63 |
| III.3 Mesure de la conductivité électrique du revêtements anti-effluves au SiC | 65 |
| III.4 Mesure du champ électrique..... | 69 |
| III.5 Modélisation numérique d'une barre statorique..... | 81 |
| CHAPITRE IV | 97 |
| RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET DISCUSSIONS | 97 |
| IV.1 Introduction | 97 |
| IV.2 Conductivité électrique en courant continu du revêtement au SiC..... | 97 |
| IV.3 Résultats de l'étalonnage du capteur EO | 100 |
| IV.4 Distributions des composantes du champ électrique | 101 |
| IV.5 Notion de champ limite de charge d'espace | 123 |
| IV.6 Détermination de l'orientation du champ électrique à la surface d'une barre statorique..... | 126 |
| IV.7 Évolution temporelle des composantes tangentielle et normale du champ électrique à 8 kV | 128 |
| IV.8 Conclusion partielle | 135 |
| CHAPITRE V | 138 |
| RÉSULTATS NUMÉRIQUES | 138 |
| V.1 Introduction | 138 |
| V.2 Modèle 2D axisymétrique d'une barre statorique | 139 |
| V.3 Modèle 3D d'une barre statorique plate..... | 143 |
| V.4 Modèle 3D d'une barre statorique réelle..... | 147 |
| V.5 Validation des résultats numériques..... | 168 |
| V.6 Conclusion partielle | 177 |
| CHAPITRE VI | 180 |
| CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS | 180 |
| VI.1 Conclusions | 180 |
| VI.2 Recommandations..... | 186 |
| LISTE DE RÉFÉRENCES | 189 |

LISTE DES TABLEAUX

| | |
|--|-----|
| Tableau III-1 : Dimensions géométriques des modèles 2D axisymétrique de la barre statorique | 86 |
| Tableau III-2 : Dimensions des différents matériaux des modèles 3D | 95 |
| Tableau IV-1 : Comparaison des erreurs des courbes de tendances | 100 |
| Tableau IV-2 : Comparaison des valeurs maximales de la composante tangentielle du champ électrique | 103 |
| Tableau IV-3 : Comparaison des valeurs maximales de la composante perpendiculaire du champ électrique | 111 |
| Tableau IV-4 : Comparaison entre les valeurs du champ E résultant et tangentiel dans la zone de chevauchement à 8 kV | 122 |
| Tableau IV-5 : Comparaison entre les valeurs maximales du champ E tangentiel en fonction de la tension nominale | 123 |
| Tableau V-1 : Propriétés thermoélectrique des différents matériaux | 140 |
| Tableau V-2 : Comparaison entre les valeurs maximales du champ E axial et de la température..... | 142 |
| Tableau V-3 : Propriétés thermoélectriques des matériaux pour les études numériques 3D..... | 144 |
| Tableau V-4 : Comparaison entre les valeurs maximales des composantes du champ E et de la température pour le modèle 3D d'une barre statorique plate | 146 |
| Tableau V-5 : Comparaison des valeurs maximales des composantes du champ électrique pour les deux (2) modèles géométriques..... | 151 |
| Tableau V-6 : Comparaison entre les valeurs maximales des composantes du champ électrique obtenues avec la barre plate et la barre réelle | 155 |
| Tableau V-7 : Valeurs maximales de la composante tangentielle du champ E obtenues avec le modèle 3D réel d'une barre statorique..... | 158 |
| Tableau V-8 : Comparaison entre le nombre d'éléments du maillage et le temps de simulation obtenu pour chaque approche de modélisation | 158 |
| Tableau V-9 : Champ E axial maximal pour différents maillages | 168 |

LISTE DES FIGURES

| | |
|---|----|
| Figure II-1 : Portion de stator d'un alternateur haute tension..... | 15 |
| Figure II-2 : Enroulement statorique composé de trois phases en étoile avec un circuit par phase (a) et avec deux circuits en parallèle par phase (b) | 17 |
| Figure II-3 : Exemple d'une bobine en filiforme en cuivre (a) et d'une bobine complète (b) | 17 |
| Figure II-4 : Exemple d'une barre statorique d'alternateur de type Roebel | 18 |
| Figure II-5 : Vue en coupe d'une barre statorique d'alternateur | 19 |
| Figure II-6 : Isolation thermdurcissable d'une barre statorique d'alternateur. | 23 |
| Figure II-7 : Ruban utilisé pour l'isolation de type thermdurcissable | 24 |
| Figure II-8 : Sources de décharges partielles dans le système d'isolation d'une machine électrique tournante..... | 25 |
| Figure II-9 : Champ électrique autour d'un système diélectrique à électrode tronquée sans revêtement anti-effluves. Les lignes équipotentiels sont à 10% d'intervalles..... | 26 |
| Figure II-10 : Dégradation due aux décharges partielles internes..... | 27 |
| Figure II-11 : Dégradation due à des décharges d'encoche..... | 28 |
| Figure II-12 : Différents revêtements appliqués sur la couche externe de l'isolation de masse..... | 29 |
| Figure II-13 : Le revêtement anti-effluves capacitif utilisant des feuilles conductrices dans l'isolation principale..... | 31 |
| Figure II-14 : Distribution de la tension à la surface d'une bobine pour différents revêtements anti-effluves..... | 32 |
| Figure II-15 : Microstructures des matériaux semi-conducteurs à base de SiC et ZnO. | 36 |
| Figure II-16 : Effets d'un revêtement RAE sur (a) les lignes équipotentiels, (b) le potentiel surfacique et (c) le champ électrique surfacique le long d'une barre statorique de 13,8 kV. | 37 |
| Figure II-17 : Courants de polarisation et de dépolarisation | 45 |
| Figure II-18 : Réponse des courants capacitif, absorption et conduction | 46 |
| Figure II-19 : Exemple d'un montage de mesure de la caractéristique V-I | 50 |
| Figure II-20 : Caractéristique V-I de deux revêtements anti-effluves..... | 50 |
| Figure II-21 : Schéma du système de mesure du potentiel de surface par capteur Pockels..... | 52 |
| Figure II-22 : Capteur EO de mesure du champ électrique « WEISSGERBER engineering GmbH » | 54 |
| Figure II-23 : Modèle 1D d'un circuit à constantes localisées d'une barre statorique | 57 |

| | |
|---|----|
| Figure II-24 : Modèle 3D simplifié d'une barre statorique | 59 |
| Figure II-25 : Modèle 2D d'une barre statorique | 60 |
| Figure II-26 : Signe de la présence de DP's après quatre années de service d'une barre statorique..... | 62 |
| Figure III-1 : Barre statorique au carbure de silicium (SiC) | 64 |
| Figure III-2 : Courant de conduction et de déplacement | 66 |
| Figure III-3 : Schéma de principe pour la mesure de la conductivité d'un revêtement anti-effluves | 67 |
| Figure III-4 : Présentation du montage expérimental de l'IREQ utilisé pour la mesure de la conductivité électrique des revêtements anti-effluves au SiC. | 67 |
| Figure III-5 : Principaux éléments de mesure du système EO [89]..... | 70 |
| Figure III-6 : Sonde de mesure du capteur de Kapteos | 72 |
| Figure III-7 : Unité de traitement optoélectronique..... | 73 |
| Figure III-8 : Banc de mesure de la distribution des composantes du champ électrique le long de la barre. | 74 |
| Figure III-9 : Transformateur (a) et régulateur (b) Phenix Technologies | 76 |
| Figure III-10 : Bras robotisé pour le déplacement de la sonde..... | 77 |
| Figure III-11 : Montage électrodes plan-plan | 78 |
| Figure III-12 : Position des points pour la cartographie du champ électrique | 79 |
| Figure III-13 : Position des points sur la barre pour la cartographie du champ électrique.. | 80 |
| Figure III-14 : Illustration de l'orientation de la sonde en fonction de la composante du champ E à mesurer : (a) Mesure de E_x le long de l'axe x, (b) Mesure de E_y le long de l'axe y et (c) Mesure de E_z le long de l'axe z..... | 81 |
| Figure III-15 : Modèle 2D axisymétrique d'une barre statorique pour l'approche volumique | 86 |
| Figure III-16 : Modèle 2D axisymétrique d'une barre statorique pour l'approche surfacique..... | 90 |
| Figure III-17 : Circuit équivalent d'une barre statorique. | 91 |
| Figure III-18 : Modèle 3D d'une barre plate utilisé dans l'approche volumique. | 93 |
| Figure III-19 : Modèle 3D d'une barre plate utilisé dans l'approche surfacique. | 93 |
| Figure III-20 : Géométrie réelle d'une barre statorique. | 94 |
| Figure III-21 : Modèle 3D thermoélectrique d'une barre statorique utilisé dans l'approche volumique. | 95 |
| Figure III-22 : Modèle 3D thermoélectrique d'une barre statorique utilisé dans l'approche surfacique..... | 96 |
| Figure IV-1 : Différentes allures des courants électriques obtenues en fonction de la tension appliquée pour un revêtement anti-effluves au SiC..... | 98 |

| | |
|--|-----|
| Figure IV-2 : Variation de la conductivité électrique surfacique du revêtement au SiC en fonction du champ électrique. | 98 |
| Figure IV-3 : Expression de la conductivité surfacique électrique du revêtement au SiC.... | 99 |
| Figure IV-4 : Résultat de l'étalonnage du capteur EO..... | 101 |
| Figure IV-5 : Distribution de la composante tangentielle du champ électrique à 8 kV..... | 103 |
| Figure IV-6 : Distribution de la composante tangentielle du champ électrique à 16 kV.... | 104 |
| Figure IV-7 : Comparaison entre les distributions de la composante tangentielle du champ E pour la ligne z négatif..... | 105 |
| Figure IV-8 : Comparaison entre les distributions de la composante tangentielle du champ E pour la ligne centrale. | 105 |
| Figure IV-9 : Comparaison entre les distributions de la composante tangentielle du champ E pour la ligne positive..... | 106 |
| Figure IV-10 : Comparaison des distributions de champ E tangentielles normalisées (en p.u.) pour une tension appliquée de 8 kVeff et 16 kVeff | 107 |
| Figure IV-11 : Système d'isolation d'une barre statorique..... | 108 |
| Figure IV-12 : Distribution du champ électrique autour d'une section de la barre statorique..... | 109 |
| Figure IV-13 : Influence de l'effet de bord sur les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E. | 109 |
| Figure IV-14 : Distributions des composantes normales du champ électrique à 8 kV..... | 112 |
| Figure IV-15 : Distributions des composantes normales du champ électrique à 16 kV..... | 112 |
| Figure IV-16 : Comparaison entre les distributions de la composante normale du champ E pour la ligne z négatif..... | 113 |
| Figure IV-17 : Comparaison entre les distributions de la composante normale du champ E pour la ligne centrale. | 113 |
| Figure IV-18 : Comparaison entre les distributions de la composante normale du champ E pour la ligne z positif..... | 114 |
| Figure IV-19 : Comparaison des composantes normales du champ E (en p.u.) obtenues au long de la ligne centrale pour une tension appliquée de 8 kVeff et 16 kVeff. | 114 |
| Figure IV-20 : Comparaison entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E à 8 kV. | 116 |
| Figure IV-21 : Comparaison entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E à 16 kV | 117 |
| Figure IV-22 : Lignes du déplacement E normal à la jonction RC/RAE. | 118 |
| Figure IV-23 : Lignes du déplacement E tangentiel à la jonction RC/RAE. | 118 |
| Figure IV-24 : Champ E résultant à 8 kV. | 120 |
| Figure IV-25 : Champ E résultant à 16 kV. | 120 |
| Figure IV-26 : Comparaison champ E résultant et tangentiel à 8 kV..... | 122 |

| | |
|--|-----|
| Figure IV-27 : Distribution de la composante tangentielle du champ E en fonction de la tension appliquée..... | 124 |
| Figure IV-28 : Illustration de l'orientation du champ électrique à la surface d'une barre statorique | 126 |
| Figure IV-29 : Orientation du champ E résultant à la surface de la barre. | 127 |
| Figure IV-30 : Position des points de mesure des formes d'onde temporelles du champ E. | 128 |
| Figure IV-31 : Évolution temporelle de la composante tangentielle du champ E à 8 kV. ... | 131 |
| Figure IV-32 : Évolution temporelle de la composante normale du champ E à 8 kV..... | 131 |
| Figure IV-33 : Formes d'onde temporelles de la composante normale du champ E sans la présence du revêtement anti-effluves à 8 kV. | 132 |
| Figure IV-34 : Spectre d'amplitude des formes d'onde temporelles de la composante normale du champ E à 30 mm, 40 mm et 51 mm. | 134 |
| Figure IV-35 : Spectre d'amplitude des formes d'onde temporelles de la composante normale du champ E à 61 mm, 81 mm et 114 mm. | 135 |
| Figure V-1 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la composante tangentielle du champ E à 3 mm de la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D. | 140 |
| Figure V-2 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la composante tangentielle du champ E à la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D. | 141 |
| Figure V-3 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la température à la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D. | 141 |
| Figure V-4 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la composante normale du champ E à 3 mm de la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D. | 142 |
| Figure V-5 : Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ E pour le modèle 3D d'une barre statorique plate..... | 145 |
| Figure V-6 : Comparaison des distributions de la composante normale du champ E pour le modèle 3D d'une barre statorique plate. | 145 |
| Figure V-7 : Comparaison des distributions de la température pour le modèle 3D d'une barre statorique plate..... | 146 |
| Figure V-8 : Mise en évidence de l'effet de bord sur la distribution de la température.... | 147 |
| Figure V-9 : Différents modèles d'une barre statorique réelle. | 149 |
| Figure V-10: Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ E pour les deux (2) modèles géométriques..... | 150 |
| Figure V-11 : Comparaison des distributions des composantes normale du champ E pour les deux (2) modèles géométriques..... | 150 |

| | |
|--|-----|
| Figure V-12 : Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ E des modèles 3D d'une barre statorique plate et réelle..... | 154 |
| Figure V-13 : Comparaison des distributions de la composante normale du champ E des modèles 3D d'une barre statorique plate et réelle. | 154 |
| Figure V-14: Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ électrique pour le modèle 3D réel d'une barre statorique réelle. | 157 |
| Figure V-15 : Comparaison des distributions de la composante normale du champ électrique pour le modèle 3D réel d'une barre statorique réelle. | 157 |
| Figure V-16 : Positions des points de calcul de la forme d'onde temporelle des composantes du champ électrique | 160 |
| Figure V-17 : Simulations de l'évolution de la forme d'onde temporelle de la composante tangentielle du champ électrique le long d'une barre statorique réelle. | 161 |
| Figure V-18 : Simulations de l'évolution de la forme d'onde temporelle de la composante normale du champ E le long d'une barre statorique réelle..... | 161 |
| Figure V-19 : Champ E tangentiel en fonction de l'épaisseur du revêtement anti-effluves. | 164 |
| Figure V-20 : Champ E normal en fonction de l'épaisseur du revêtement anti-effluves. ... | 164 |
| Figure V-21 : Différents maillages de l'étude de convergence | 166 |
| Figure V-22 : Distribution du champ E tangentiel en fonction du maillage. | 167 |
| Figure V-23 : Distribution du champ E normal en fonction du maillage. | 167 |
| Figure V-24 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour la composante tangentielle du champ E. | 170 |
| Figure V-25 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour la composante normale du champ E. | 171 |
| Figure V-26 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante normale à $X = 30$ mm. | 173 |
| Figure V-27 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante normale à $X = 60$ mm. | 173 |
| Figure V-28 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante normale à $X = 70$ mm. | 174 |
| Figure V-29 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante tangentielle à $X = 40$ mm. | 175 |
| Figure V-30 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante tangentielle à $X = 60$ mm. | 175 |
| Figure V-31 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante tangentielle à $X = 80$ mm. | 176 |
| Figure V-32 : Distributions de la composante tangentielle du champ E en fonction de la tension appliquée. | 177 |

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SYMBOLES

| | |
|--------------------------------|--|
| UQAC | Université du Québec à Chicoutimi |
| RAE | Revêtement anti-effluves |
| RAEs | Revêtements anti-effluves |
| RC | Revêtement conducteur |
| RCs | Revêtements conducteurs |
| IREQ | Institut de Recherche d'Hydro-Québec |
| DP | Décharge Partielle |
| DPs | Décharges Partielles |
| EO | Électro-optique |
| SiC | Carbure de Silicium |
| FeO | Oxyde de Fer |
| ZnO | Oxyde de Zinc |
| H.T. | Haute tension |
| E (V/m) | Champ électrique |
| D (C/m ²) | induction électrique |
| D_n (C/m ²) | Composante normale de D |
| H (A/m) | Champ magnétique |
| B (Wb/m ²) | Induction magnétique |
| ρ (C.m ⁻³) | Densité volumique de charge |
| t (s) | temps |
| J (A.m ⁻²) | Densité volumique de courant |
| J_s (A.m ⁻²) | Densité surfacique de courant |
| J_d (A.m ⁻²) | Densité volumique de courant de déplacement |
| J_c (A.m ⁻²) | Densité volumique de courant de conduction |
| J_t (A.m ⁻²) | Densité volumique total de courant |
| J_{res} (A.m ⁻²) | Composante résistive de la densité volumique total de courant |
| J_{cap} (A.m ⁻²) | Composante capacitive de la densité volumique total de courant |
| ε^* (F/m) | Permittivité diélectrique complexe |
| ε' (F/m) | Partie réelle de la permittivité diélectrique complexe |
| ε'' (F/m) | Partie imaginaire de la permittivité diélectrique complexe |
| ε_0 (F/m) | Partie réelle de la permittivité diélectrique du vide |
| ω (rad/s) | Pulsation électrique |
| σ (S/m) | Conductivité électrique |
| σ_s (S/m) | Conductivité électrique surfacique |

| | |
|----------------------|--|
| $\sigma_{cc} (S/m)$ | Conductivité électrique en courant continu |
| $\sigma_t (S/m)$ | Conductivité électrique totale |
| $\sigma_0 (S/m)$ | Conductivité électrique en l'absence de champ électrique |
| $\sigma_i (S/m)$ | Conductivité électrique de chaque matériau |
| $\sigma_{eq} (S/m)$ | Conductivité électrique équivalente |
| $\sigma_{RC} (S/m)$ | Conductivité électrique du revêtement conducteur |
| $\sigma_{RAE} (S/m)$ | Conductivité électrique du revêtement anti-effluves |
| $\rho_s (\Omega/sq)$ | Résistivité électrique surfacique |
| $L (m)$ | Distance entre les électrodes |
| $l (m)$ | Circonférence des électrodes |
| $L_{eq} (m)$ | Longueur équivalente |
| $L_{RC} (m)$ | Longueur du revêtement conducteur |
| $L_{RAE} (m)$ | Longueur du revêtement anti-effluves |
| $V (V)$ | Potentiel électrique |
| $I (A)$ | Courant électrique |
| $I_{moy} (A)$ | Courant électrique moyen |
| $R_s (\Omega)$ | Résistance surfacique |
| $R_{série} (\Omega)$ | Résistance série |
| $R_{eq} (\Omega)$ | Résistance équivalente |
| $R_{RC} (\Omega)$ | Résistance du revêtement conducteur |
| $R_{RAE} (\Omega)$ | Résistance du revêtement anti-effluves |
| $\rho (kg/m^3)$ | Densité |
| $C_p (J/(kg.K))$ | Chaleur spécifique |
| $T (K)$ | Température |
| $u (m/S)$ | Vitesse |
| $Q (W/m^3)$ | Source de chaleur |
| $Q_i (W/m^3)$ | Source de chaleur de chaque sous-domaine |
| $k (W/(m.K))$ | Conductivité thermique |
| $k_{eq} (W/(m.K))$ | Conductivité thermique équivalente |
| $k_{RC} (W/(m.K))$ | Conductivité thermique du revêtement conducteur |
| $k_{RAE} (W/(m.K))$ | Conductivité thermique du revêtement anti-effluves |
| $S_{eq} (m^2)$ | Section équivalente |
| $S_{RC} (m^2)$ | Section du revêtement conducteur |
| $S_{RAE} (m^2)$ | Section du revêtement anti-effluves |

DEDICACE

Je dédie cette thèse à toute ma famille

REMERCIEMENTS

Je tiens au travers de cette lucarne remercier toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce travail de recherche. Sans minimiser l'apport inestimable des uns par rapport aux autres, je souhaite néanmoins et comme il est de coutume citer ces personnes qui ont eu un impact direct sur la bonne conduite de ce projet.

Tout, d'abord je remercie grandement et infiniment mon directeur de thèse, le professeur Christophe Volat. Il est l'initiateur de tout ce travail et celui qui a bien voulu accepter de m'accueillir au sein de son équipe de recherche. Sa grande disponibilité, son soutien financier et la qualité de ses conseils m'ont permis de mener à son terme ce présent projet de recherche. Je souhaite à travers ces quelques mots lui exprimer ma profonde gratitude pour m'avoir permis de réaliser mon rêve.

Je remercie également Mr Claude Hudon et toute son équipe (Mélanie Levesque, Simon Bernier, Jean Philippe Charest Fournier et Jean Picard) pour avoir accepté une collaboration dans le cadre de ce travail de recherche. J'ai bénéficié de votre part d'un accueil chaleureux pendant mon séjour au sein de l'IREQ pour les tests expérimentaux.

Je tiens à remercier Mr Issouf FOFANA, Professeur à l'UQAC et titulaire de la chaire de recherche VIAHT pour ses contributions à ce projet de recherche. Nonobstant, ses nombreuses préoccupations, il n'a ménagé aucun effort pour me prodiguer des conseils qui m'ont permis d'améliorer la qualité de mon travail.

J'adresse mes remerciements à toute l'équipe du ViAHT pour l'ambiance de famille qui règne au sein du laboratoire. Je veux en particulier dire un grand merci à Marie Lucia Yapi, Simon Koutoua Kassi et Luc Loïselle.

Je remercie ma famille sans laquelle je ne serai pas parvenu à ce niveau de mes études.

Enfin, j'adresse mes sincères remerciements à mon épouse, Aya Sandrine KONE pour le soutien moral et spirituel qu'elle n'a cessé de m'apporter sans oublier mes enfants Gbah Ulrich Paul David KONE, Gbah Jemima Grâce Esther KONE et Gbah Phoébé Néthania Salomé KONE qui ont supporté l'absence de leur père.

CHAPITRE I

INTRODUCTION GÉNÉRALE

I.1 Introduction

Depuis la révolution industrielle, la consommation d'énergie électrique est de plus en plus croissante dans le monde entier. Cela est dû au fait que les nouveaux procédés utilisant l'électricité ont un rendement bien supérieur à ceux qui employaient d'autres sources d'énergie. Par conséquent, il devient important de rendre les outils de production de l'énergie électrique plus sûrs et fiables afin de limiter au maximum les arrêts de production qui sont très dommageables aussi bien pour les entreprises de production que pour les consommateurs. En général, pour le matériel électrique, la qualité de l'isolation constitue un gage de bon fonctionnement et de bonne performance en service.

Les alternateurs sont à la base de presque toute la production de l'énergie électrique dans le monde. Ces machines sont constituées de deux parties principales, à savoir le stator (partie fixe) et le rotor (partie mobile). Le stator en forme de cylindre creux comporte des encoches (fentes axiales réalisés sur la surface interne) dans lesquelles sont logés des conducteurs regroupés pour former l'enroulement statorique (triphasé ou monophasé) aux bornes duquel sont induites les tensions électriques qui sont à leur tour transformées pour être transportées et distribuées aux consommateurs. Dépendamment de la puissance des

alternateurs, les enroulements statoriques peuvent être réalisés avec des conducteurs filiformes, avec des bobines complètes ou encore, avec des barres.

Afin d'éviter des courts-circuits entre les conducteurs d'une part et d'autre part, entre les conducteurs et le noyau magnétique qui est mis à la terre, les barres statoriques sont isolées. Par convention, le système d'isolation des barres statoriques des machines tournantes de plus de 700 V est constitué de trois principaux composants : l'isolation des conducteurs, l'isolation des spires et l'isolation de masse. Pour des machines opérant à une tension nominale de 6 kV ou plus à la fréquence industrielle (60 Hz), outre l'isolation conventionnelle, le système d'isolation comprend un revêtement conducteur et un revêtement anti-effluves. Le revêtement conducteur est appliqué sur l'isolation de masse des barres statoriques (partie in-encoche) pour éviter les décharges partielles d'encoche (entre les barres et le noyau magnétique). Quant au revêtement anti-effluves, il est disposé dans la partie hors encoche des barres dite « développante » pour supprimer les décharges partielles aux extrémités du revêtement conducteur près du noyau magnétique [1, 2].

La présence du revêtement anti-effluves permet de modifier l'impédance de surface de l'isolation de masse au point triple constitué du revêtement conducteur/surface de l'isolation de masse/milieu environnant, conduisant à une uniformisation et réduction du champ électrique. Afin d'évaluer l'efficacité du revêtement anti-effluves utilisé, il est primordial de disposer d'une preuve directe de la réduction du champ électrique à l'endroit où le revêtement est appliqué. Cela ne peut être possible qu'en disposant d'une technique qui permette de mesurer directement la distribution du champ électrique à la surface du revêtement anti-effluves à l'endroit où il est disposé.

Nonobstant l'existence de plusieurs techniques commerciales permettant de juger de l'efficacité des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques des alternateurs, il demeure encore jusqu'à ce jour difficile d'évaluer les performances de ces matériaux par la mesure directe du champ électrique.

Afin de remédier à cette difficulté, ce travail de recherche a pour but de proposer une nouvelle méthode permettant d'évaluer les performances des revêtements anti-effluves présents sur les barres statorique des alternateurs par cartographie directe des différentes composantes du champ électrique.

I.2 Problématiques

I.2.1 Problématique N°1

Ces dernières années, la demande de preuve par les exploitants des alternateurs de la fonctionnalité des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques s'est accrue. Cela s'explique par le nombre élevé de défaillances des alternateurs causées par une détérioration ou vieillissement prématuré de ces matériaux et l'exposition de l'isolation principale aux décharges partielles externes [3, 4]. Il devient alors important de disposer d'une méthode fiable qui permette de connaître l'état des revêtements anti-effluves dont la fonction principale est de réduire le champ électrique à l'endroit où ils sont disposés. Par conséquent, l'évaluation approprié de l'état de ces revêtements présents sur les barres statoriques passe par la mesure directe du champ électrique.

Cependant, bien que les matériaux anti-effluves soient depuis longtemps utilisés dans les machines électriques tournantes, leur caractérisation demeure encore difficile

jusqu'à aujourd'hui [5-7]. En effet, depuis plusieurs années, l'évaluation des performances des matériaux anti-effluves est basée sur deux méthodes : la mesure de la caractéristique tension-courant (V-I) [2, 8-10] et la détermination de la distribution du potentiel surfacique [2, 7, 9, 11-14]. La mesure de la caractéristique V-I permet surtout d'avoir accès à la conductivité électrique volumique des matériaux anti-effluves qui présente une dépendance non-linéaire en fonction du champ électrique. Cette mesure est importante puisqu'elle est représentative des propriétés intrinsèques de chaque revêtement anti-effluves et nécessaire dans toute modélisation numérique des revêtements anti-effluves. En effet, la conductivité électrique est dépendante de manière non-linéaire au champ électrique à l'intérieur du revêtement qui est résultant de l'application d'une différence de potentiel sur la barre statorique. Cependant, il demeure encore difficile de relier directement la conductivité électrique du revêtement avec l'intensité du champ électrique surfacique, ce qui rend difficile le jugement de l'aptitude du revêtement à uniformiser correctement le champ électrique surfacique. En effet, le champ dépend également des autres matériaux en présence, de leur disposition et également de la géométrie de la barre.

La technique de mesure du potentiel surfacique permet d'avoir accès à la distribution de la composante tangentielle et surfacique du champ électrique qui est extraite par calcul inverse à partir des résultats de mesure du potentiel. La connaissance de la composante tangentielle permet d'émettre un jugement plus éclairé sur la capacité de revêtement à uniformiser et de réduire le champ électrique à la surface des revêtements. Dépendamment de l'intensité du champ tangentiel, il est également possible d'estimer le danger d'apparition de décharges partielles qui peuvent être dommageable pour le

revêtement en termes de vieillissement accéléré. Cependant la technique de mesure de potentiel demeure restrictive sur plusieurs aspects. En effet, elle permet d'avoir uniquement accès à la composante surfacique du champ électrique, excluant ainsi la composante normale du champ électrique ainsi que les intensités et distribution de ces deux composantes dans l'air autour des barres. De plus, la technique de mesure du potentiel surfacique est source de certaines imprécisions. En effet, le dispositif utilisé (voltmètre électrostatique) pour la mesure du potentiel de surface peut interférer avec l'objet testé, donnant ainsi des résultats erronés [13]. De plus, des erreurs peuvent intervenir dans le calcul du champ électrique en particulier lorsque les points de mesure du potentiel surfacique sont éloignés les uns des autres.

Au regard des informations précédentes, il apparaît que la connaissance précise de la distribution du champ électrique à la surface du revêtement anti-effluves et particulièrement des composantes tangentielle et normale demeure un sujet d'actualité primordial car elle permet de juger de l'aptitude du revêtement à réduire l'intensité du champ électrique à la surface des barres statoriques dans la partie hors encoche pour y diminuer ou inhiber l'apparition des décharges partielles. En outre, la distribution du champ électrique à la surface des barres statoriques dépend de la géométrie de ces barres, des matériaux environnants et de la présence de décharges partielles ou d'impuretés de surface [8, 9]. L'influence de ces paramètres reste encore inconnue principalement dû au fait du manque de technologies performantes pour mesurer directement et expérimentalement de façon précise et non intrusive les distributions surfacique et environnantes (dans l'air) des deux composantes du champ électrique. Ce manque de technologies de mesure a donc,

jusqu'à aujourd'hui, limité considérablement les études expérimentales reliées à la distribution du champ électrique autour d'une barre statorique et particulièrement limité ces dernières à la composante tangentielle qui était la seule mesurable et cela, uniquement à la surface du revêtement.

Cela démontre ainsi l'importance de conduire une recherche permettant d'étudier plus précisément la distribution des différentes composantes du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves présent sur les barres statoriques dans l'objectif d'être en mesure de démontrer leur efficacité.

Plus récemment, un capteur électro-optique (EO) de champ électrique a été développé par le laboratoire IMEP-LHAC et commercialisé par la société Kapteos [15, 16]. Il permet de faire des mesures directes et de manière déportée de plusieurs composantes (individuellement ou simultanément) du champ électrique. En outre, ce capteur ne comporte pas de partie métallique pouvant interférer avec l'objet testé. De plus, la taille compacte de la sonde EO (quelques millimètres) permet de faire des mesures ponctuelles. Ce capteur a également une grande dynamique et peut être utilisé sur une large gamme de fréquence. Ces qualités métrologiques ont permis de déterminer, avec précision, la distribution du champ électrique le long d'un isolateur composite [17], en présence de décharges couronnes [17, 18] ou encore au sein d'une décharge électrique [19, 20].

Le présent travail de recherche a pour but d'exploiter les qualités métrologiques de ce nouveau capteur EO afin de mesurer localement la distribution du champ électrique au plus près de la surface des revêtements anti-effluves des barres statoriques des groupes

turbines alternateurs pour en analyser les performances. Les résultats obtenus vont permettre à la fois de valider un modèle numérique tridimensionnel de barres statoriques permettant d'étudier les distributions de potentiel et de champ électriques autour de ces dernières et de proposer des outils de contrôle de performance lors de la fabrication des dites barres.

I.2.2 Problématique N°2

Les revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques se présentent sous forme de couches minces, ce qui signifie que leur épaisseur (de l'ordre du dixième de millimètre) est inférieure de plusieurs ordres de grandeur aux dimensions des autres matériaux utilisés dans les barres statoriques. En conséquence, la modélisation des revêtements anti-effluves par la méthode des éléments finis en utilisant une formulation normale (avec la présence du matériau dans le modèle géométrique) peut conduire à une instabilité numérique (problème de convergence), en particulier dans le régime temporel et non linéaire (avec un coefficient de non-linéarité élevé) [21]. Cette instabilité numérique est due au fait que pour obtenir des résultats fiables, des éléments de petite taille sont nécessaires pour le maillage des couches minces, conduisant à un modèle de taille importante. Pour contourner cette difficulté, la plupart des études numériques antérieures ont utilisées des modèles simplifiés des barres statoriques [13, 22-24]. Cependant, compte tenu de la géométrie spécifique des barres statoriques, la prise en compte des influences des effets de bord et des courbures sur la distribution du champ électrique nécessite une étude tridimensionnelle (3D) avec la géométrie réelle d'une barre statorique. Bien avant, il

est important de proposer une nouvelle approche pour l'étude numérique des barres statoriques afin d'éviter les problèmes de convergence évoqués plus haut.

Dans le but de résoudre les difficultés liées à la modélisation des couches minces conductrices par la MEF, une formulation d'élément de surface (approche surfacique) a été introduite pour représenter ces couches minces dans le cas d'isolateurs pollués et recouverts de glace [21, 25]. Dans cette approche, les propriétés de la couche mince sont affectées à un élément de surface qui est absent physiquement dans le modèle géométrique. L'absence de la couche mince permet de réduire la taille du modèle car ne faisant pas partir du maillage. L'approche surfacique a été utilisée avec succès pour calculer les distributions du champ et du potentiel électrique en présence de couche mince conductrice sur la surface des isolateurs [25]. Elle consiste à considérer la couche mince comme une surface conductrice en utilisant pour sa prise en compte des conditions aux limites spécifiques disponibles dans le logiciel commercial FEM Comsol Multiphysics®.

Les études antérieures utilisant l'approche surfacique ont été limitée à l'aspect électrique pour des conductivités électriques linéaires uniquement. Par conséquent, il devient important de trouver un moyen d'étendre la formule aux conductivités électriques non-linéaires, telle que celles utilisées dans les revêtements anti-effluves. De plus, l'utilisation de l'approche surfacique devra être étendue à l'aspect thermique puisque ce dernier fait également l'objet des simulations à réaliser.

Dans ce contexte, ce travail de recherche se propose d'utiliser l'approche surfacique pour l'étude thermoélectrique d'une barre statorique par la méthode des éléments finis en utilisant un modèle tridimensionnel (3D) qui prend en compte toutes les spécificités (effets

de bord, courbures) de la géométrie réelle du modèle. Cette approche permettra d'éviter les problèmes de convergence rencontrés dans la modélisation des barres statoriques sans avoir forcément besoin d'utiliser un modèle simplifié.

I.3 Objectifs

Les techniques actuelles d'évaluation des performances des revêtements anti-effluves présents dans l'appareillage électrique étant limitées à la mesure de la conductivité électrique ainsi qu'à la détermination indirecte de la distribution surfacique de la composante tangentielle du champ électrique. Par conséquence, il devient nécessaire de développer une méthode basée sur la mesure directe des deux composantes importantes du champ électrique, soit la composante tangentielle et la composante normale afin de juger de l'efficacité des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques des alternateurs à réduire l'intensité du champ électrique et ainsi diminuer ou inhiber les décharges partielles superficielles.

L'objectif du présent projet de recherche, réalisé en collaboration avec l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) et basé sur une approche à la fois numérique et expérimentale, est d'étudier la distribution des composantes normale et tangentielle du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves installés sur les barres statoriques des alternateurs. L'étude numérique consiste à développer un modèle tridimensionnel d'une barre statorique en utilisant une modélisation thermoélectrique par la méthode des éléments finis (MEF) basée sur une approche surfacique. La méthode expérimentale proposée est basée sur l'utilisation d'un nouveau type de capteur électro-

optique développé disponible à l'Université du Québec à Chicoutimi. Les qualités métrologiques uniques de ce capteur permettent de mesurer de manière déportée et de façon ponctuelle, directionnelle et non intrusive plusieurs composantes (simultanément ou individuellement) du champ électrique. L'utilisation récente de ce capteur dans la mesure de la distribution des composantes axiales et radiales du champ électrique autour des isolateurs composites haute tension sains et défectueux et les résultats prometteurs obtenus permettent de confirmer que cette technologie innovante est tout à fait adaptée à la cartographie du champ électrique autour des barres statoriques. De plus, les différentes mesures expérimentales des composantes du champ électrique serviront également à valider les modèles numériques tridimensionnel d'une barre statorique développés dans ce projet de recherche.

Objectifs spécifiques

Afin de pouvoir étudier la cartographie tridimensionnelle du champ électrique autour des barres statoriques permettant ainsi l'évaluation des performances des matériaux anti-effluves et le développement d'un nouveau modèle 3D d'une barre statorique, plusieurs objectifs spécifiques doivent être atteints. Ces derniers se décrivent comme suit.

- Caractérisation des matériaux anti-effluves au carbure de silicium (SiC) en fonction du champ électrique,
- Développement d'un modèle numérique tridimensionnelle d'une barre statorique basée sur l'approche surfacique avec le logiciel d'élément finis Comsol Multiphysics,

- Mesure de la distribution des composantes normale et tangentielle du champ électrique à la surface d'une barre statorique avec le capteur EO.
- Validation expérimentale du modèle numérique tridimensionnelle,
- Analyse des performances de réduction du champ électrique à la surface des barres statorique.
- Proposition, à partir des résultats numériques et expérimentaux, d'une méthode permettant de juger de l'aptitude des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques à réduire ou inhiber les décharges partielles externes en utilisant la mesure directe du champ électrique.

I.4 Originalité

Bien que les matériaux anti-effluves soient d'usage courant et utilisés depuis longtemps dans l'appareillage électrique haute tension, leur comportement en opération reste encore mal connu. En effet, depuis de nombreuses années, l'évaluation de leurs performances est basée sur des méthodes indirectes qui sont sources de plusieurs imprécisions [2, 8-13]. Les contributions de ce projet de recherche sont les suivantes :

- Approfondir les connaissances sur les distributions des composantes (tangentielle et normale) du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques des alternateurs.
- Développer une nouvelle méthode de caractérisation des matériaux anti-effluves, basée sur les cartographies directes et conjointes des composantes tangentielle et normale du champ électrique (à l'aide d'un capteur EO). Cette méthode offre un

outil précieux d'aide à la décision lors des opérations de contrôle de performance des revêtements anti-effluves avant l'installation ou le remplacement des barres.

- Développer un modèle numérique thermoélectrique tridimensionnel (3D) utilisant une approche surfacique. Ce modèle permettra de résoudre les problèmes d'instabilité numérique rencontrés pendant l'étude numérique des barres statoriques par la méthode des éléments finis.

I.5 Organisation de la thèse

Cette thèse de doctorat comporte six (6) chapitre qui permettent de structurer le compte rendu de l'ensemble des travaux réalisés dans le cadre de ce projet de recherche.

Le premier chapitre permet de justifier de la pertinence du sujet qui a été traité dans ce travail. Ainsi, après avoir situé le contexte général de cette étude, il traite de la problématique de ce travail de recherche et des objectifs qu'il vise. Enfin, les contributions de cette étude à la communauté scientifique ont été détaillées dans l'originalité.

Le deuxième chapitre est consacré à la revue de la littérature. Ainsi, ce chapitre commence par la présentation des alternateurs et du système d'isolation des barres statoriques. Après quoi, il traite de l'importance des revêtements anti-effluves dans l'isolation des barres statoriques ainsi que des propriétés électriques et thermiques de ces matériaux. Ensuite, les différents moyens expérimentaux utilisés dans les travaux antérieurs pour l'évaluation des performances des revêtements anti-effluves sont discutés.

Enfin, les méthodes numériques qui ont été utilisées jusqu'ici pour la modélisation des barres statoriques sont présentées.

Le troisième chapitre présente de manière détaillée l'ensemble du matériel et les procédures utilisées qui ont permis d'obtenir tous les différents résultats expérimentaux et numériques présentés dans ce travail de recherche.

Le quatrième chapitre regroupe tous les résultats expérimentaux obtenus dans cette étude. Dans un premier temps, les distributions des composantes tangentielle et normale du champ électrique pour différentes tensions électriques et matériaux anti-effluves sont présentées. Ensuite, les différents résultats obtenus sont analysés et discutés.

Le cinquième chapitre présente les résultats relatifs aux études numériques qui ont été réalisées dans le cadre de projet. Les études numériques ont porté essentiellement sur l'utilisation d'une approche surfacique pour la modélisation thermoélectrique d'une barre statorique. Pour ce faire, différents modèles géométriques (2D et 3D) d'une barre statorique ont été utilisés. Ce chapitre présente la comparaison des résultats numériques obtenus avec l'approche surfacique et l'approche volumique pour chaque modèle. En outre, l'importance d'utiliser le modèle géométrique réel d'une barre statorique pour une étude par la méthode des éléments finis a été démontrée. Enfin, les résultats numérique et expérimentaux obtenus sont comparés et discutés.

Le sixième et dernier chapitre de cette thèse présente les conclusions et les contributions de ce travail de recherche. En outre, des recommandations pour des travaux futurs qui découlent de cette étude sont présentées.

CHAPITRE II

REVUE DE LA LITTÉRATURE

II.1 Introduction

Pour mener à bien tout projet de recherche, une revue de la littérature est nécessaire. Cette dernière permet de faire le bilan de tous les travaux antérieurs afin de bien mesurer l'apport d'un travail de recherche et en extraire son originalité. Elle permet également de présenter toutes les notions dont la compréhension est importante pour la réussite d'un travail de recherche. La présente revue de littérature commence par la présentation de l'alternateur et du système d'isolation des barres statoriques. Ensuite, elle discute de l'importance des revêtements anti-effluves et leurs différentes propriétés intrinsèques. Enfin, les méthodes actuellement utilisées pour l'évaluation des performances des revêtements anti-effluves et les modèles numériques existants des barres statoriques sont présentés.

II.2 Présentation d'un alternateur

II.2.1 Constitution

Un alternateur est une machine électrique permettant de produire l'énergie électrique à partir de l'énergie mécanique provenant d'un fluide (eau) ou d'un gaz (vapeur) en mouvement. Comme la plupart des machines tournantes, un alternateur est constitué de deux (2) parties essentielles : le stator (partie fixe), le rotor (partie mobile). Le stator (figure II-1) comporte des encoches dans lesquelles sont logées des bobines/barres (regroupées pour former l'enroulement statorique) qui permettent la circulation du courant électrique fournit aux consommateurs, particuliers ou industriels à travers le réseau électrique.

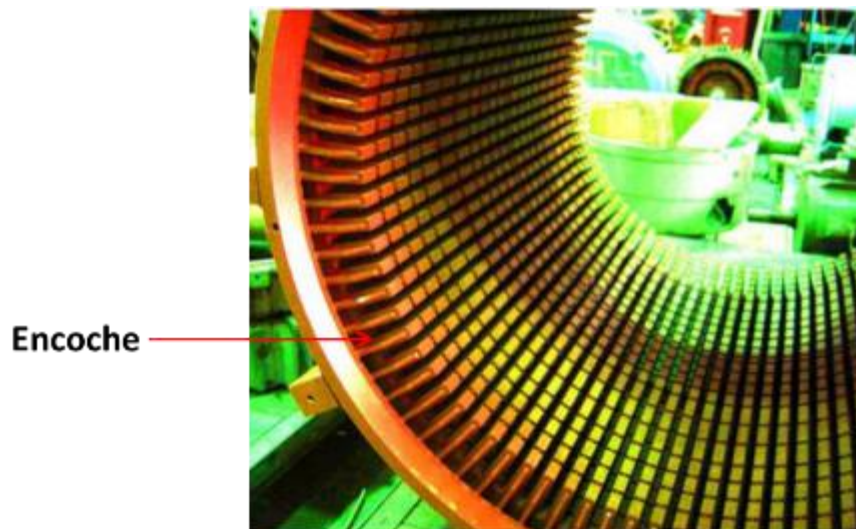


Figure II-1 : Portion de stator d'un alternateur haute tension

II.2.2 L'enroulement statorique d'un alternateur triphasé

L'enroulement statorique d'un alternateur triphasé est constitué de trois enroulements monophasés montés généralement en étoile avec le point neutre mis à la terre dans le but de minimiser les contraintes électriques auxquelles l'isolation de masse est soumise. Chaque enroulement monophasé peut être constitué d'un seul circuit de plusieurs bobines connectées en série ou de deux ou plusieurs bobines en parallèles (figure II-2). Les trois enroulements monophasés sont disposés de manière à produire un système de tension triphasé (déphasage de 120° entre les différentes tensions) équilibré.

Les enroulements statoriques des alternateurs triphasés se présentent sous trois formes distinctes dépendamment de la puissance nominale de la machine. En général, pour les machines de faible puissance (jusqu'à plusieurs centaines de kilowatts), l'enroulement statorique est constitué de bobines (plusieurs spires en fil de cuivre) dans les encoches (figure II-3-a). Les enroulements statoriques sous forme de bobines complètes (figure II-3-b) sont utilisés pour la plupart des machines tournantes de moyenne puissance (de plusieurs centaines de kilowatts à 50 MVA) tandis que des barres (de type Roebel) sont utilisées pour des machines tournantes de grande puissance (supérieures à 50 MVA) (figure II-4) [1]. Généralement, les bobines complètes et les barres sont fabriquées en usine et placées dans les encoches des machines sur site pour former l'enroulement statorique.

La présente étude porte sur les alternateurs dont les enroulements statoriques sont formés de barres de type Roebel. Par conséquent, dans la suite du travail, seules les notions relatives aux barres statoriques et en lien avec cette étude sont discutées.

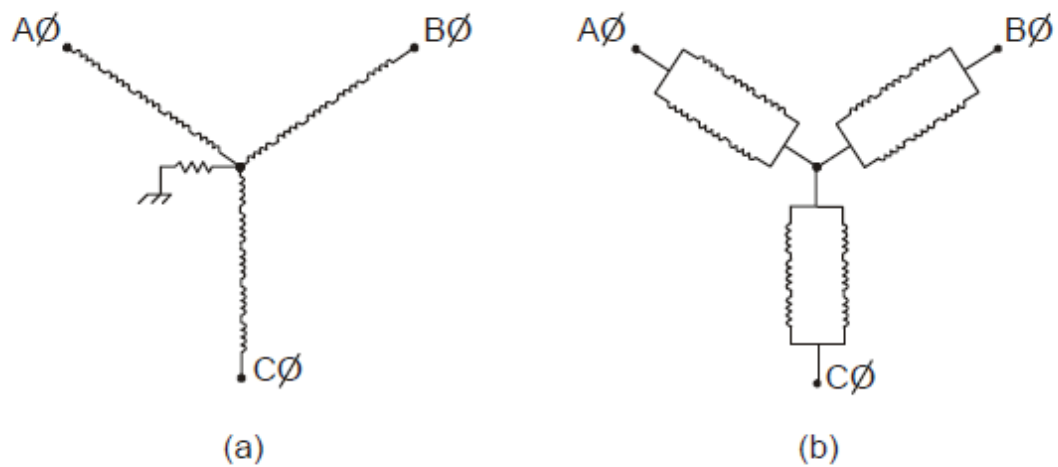


Figure II-2 : Enroulement statorique composé de trois phases en étoile avec un circuit par phase (a) et avec deux circuits en parallèle par phase (b)

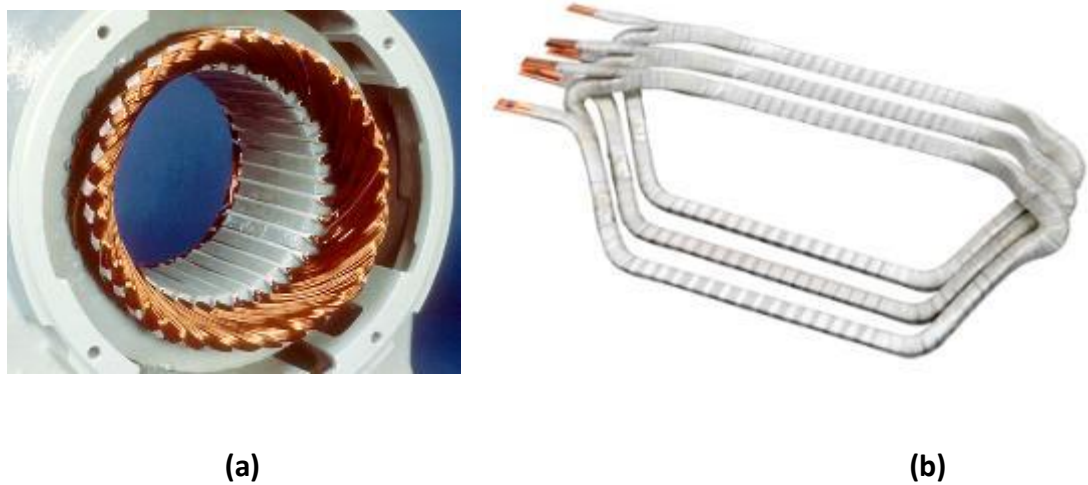


Figure II-3 : Exemple d'une bobine en filiforme en cuivre (a) et d'une bobine complète (b)



Figure II-4 : Exemple d'une barre statorique d'alternateur de type Roebel

II.2.3 Le système d'isolation des barres statoriques des alternateurs

Le système d'isolation électrique des machines tournantes haute tension (H.T) est l'une des parties les plus importantes, notamment pour assurer en service le bon fonctionnement et la bonne performance de celles-ci. En effet, le système d'isolation des barres statoriques est continuellement exposé en service à diverses contraintes qui provoquent sa dégradation progressive. Des investigations industrielles montrent qu'un tiers des arrêts forcés des grands générateurs des centrales électriques sont causés par une défaillance du système d'isolation des barres statoriques [26].

Le système d'isolation des barres statoriques (figure II-5) comprend plusieurs composantes ayant des fonctions différentes avec pour but d'éviter des courts-circuits, d'une part entre les conducteurs et la masse (noyau magnétique), et d'autre part, entre les conducteurs. Il sert aussi à l'évacuation de la chaleur produite par effet Joule du conducteur vers l'extérieur et à la stabilité mécanique des barres statoriques dans les encoches du stator par le biais de l'amortissement des vibrations causées par les forces

électromagnétiques, tel qu'illustré à la figure II-5. Ainsi, les différentes composantes de base du système d'isolation des barres statoriques se décrivent comme suit:

- L'isolation des conducteurs ou des brins en cuivre,
- L'isolation des spires,
- L'isolation de masse.

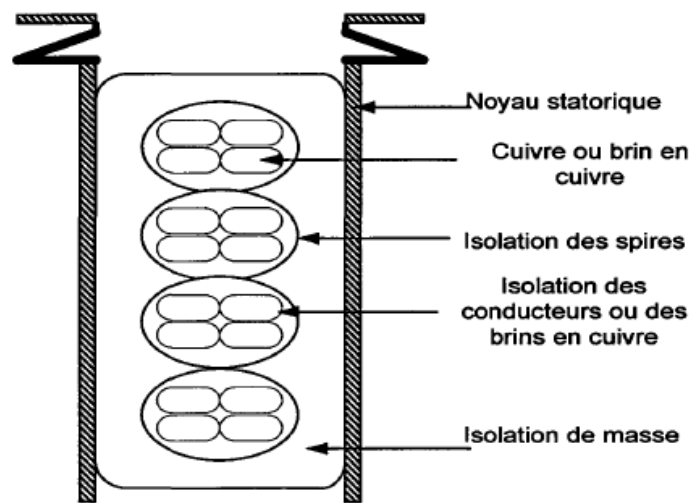


Figure II-5 : Vue en coupe d'une barre statorique d'alternateur [27].

II.2.3.1 L'isolation des conducteurs ou des brins

Les spires des barres statoriques des machines H.T. sont constituées de plusieurs brins en cuivre afin de faciliter leur constitution et leur fabrication et réduire les pertes par effet Joule et par courant de Foucault.

En effet, une barre constituée d'un seul conducteur de grande section est difficile à plier pour lui donner la forme requise. En revanche, une spire formée de brins en cuivre est

plus facile à plier afin d'obtenir la forme souhaitée. En outre, d'après la théorie électromagnétique, pour un conducteur en cuivre possédant une grande section transversale, le courant transporté aura tendance à circuler sur la périphérie du conducteur. Ceci est connu comme l'effet de peau [1]. Ce dernier entraîne une diminution de la section effective du conducteur qui conduit à une augmentation de sa résistance effective, résultant en des pertes par effet Joule plus importantes. Cependant, le fait que la barre soit constituée de brins en cuivre isolés électriquement les uns des autres permet ainsi de diminuer ces pertes.

Les brins en cuivre ou de fils émaillés doivent être isolés les uns par rapport aux autres pour éviter des courts-circuits entre eux. L'isolation des conducteurs doit être fiable et capable de résister à de très hautes températures (jusqu'à 155°C pour un équipement de classe F). Elle est à base de films de verre, de fibres de verre, ou de verre et de fibres de polyester fondues (Daglas™) [28].

II.2.3.2 L'isolation des spires

L'isolation des spires permet d'éviter des courts-circuits entre les spires d'une même barre. Un court-circuit entre spires peut rapidement entraîner une défaillance de l'alternateur en raison de l'intensité élevée du courant électrique qui va circuler entre les spires court-circuitées. En effet, en présence d'un court-circuit, il y a une élévation de la température, conduisant à la destruction probable de l'isolation de masse.

En pratique, pour des machines fonctionnant à une tension nominale de 4 160V et plus, chaque spire est isolée par un ruban en mica qui fournit une excellente résistance aux décharges partielles [29].

II.2.3.3 L'isolation de masse ou principale

L'isolation de masse ou principale est la composante principale du système d'isolation des barres statoriques. Elle permet de séparer les barres statoriques du noyau magnétique (mis à la terre) pour éviter un court-circuit entre ces derniers. Une défaillance de l'isolation de masse occasionne généralement l'arrêt immédiat de l'alternateur car elle déclenche le plus souvent le relais de défaut de mise à la terre. Par conséquent, l'isolation de masse est extrêmement importante pour le bon fonctionnement des machines tournantes électriques.

L'isolation de masse permet aussi d'éviter la vibration des conducteurs dans les encoches sous l'effet des forces électromagnétiques. Pour cette raison, il est important de choisir un matériau non compressible entre le conducteur et la surface intérieure de l'encoche afin d'éliminer efficacement les vibrations des barres statoriques.

L'isolation de masse doit pouvoir supporter les contraintes électriques, thermiques et mécaniques qu'elle subit en service [28]. Par conséquent, elle doit posséder une résistance thermique la plus faible possible, afin de faciliter l'évacuation de la chaleur du conducteur vers l'extérieur. Il faut pour cela choisir les matériaux de conductivité thermique élevée, contenant un minimum de bulles d'air et capable de fonctionner à des températures élevées.

De façon générale, les systèmes d'isolation électriques solides sont classés en neuf (9) groupes en fonction de la température maximale admissible. Cependant, seules cinq (5) classes thermiques d'isolation électrique sont communément employées : Classe A (105 °C) ; Classe B (130 °C) ; Classe F (155 °C) ; Classe H (180 °C) et classe N (200 °C) [30, 31]. La classe F est la plus utilisée pour l'isolation de masse dans le monde industriel.

Les systèmes modernes d'isolation de masse consistent en un ruban de fibre de verre et de mica imprégné dans une résine thermodurcissable, habituellement de l'époxy (figure II-6). Actuellement, les machines électriques en service sont à base de résine d'asphalte, de polyester ou d'époxy. Une isolation de masse solide peut être composée de 55% de mica, 30% de résine et de 15% de matériau de renforcement [32].

L'isolation thermodurcissable est généralement réalisée selon deux procédés :

- Le premier consiste à utiliser un ruban de mica enrichi d'une résine époxy à l'état B, c'est-à-dire pré-polymérisée. Ainsi, après l'application du ruban sur la barre, la polymérisation de la résine est réalisée à haute température et à haute pression.
- Le deuxième procédé consiste en l'utilisation d'un ruban de mica qui est imprégné de résine sous vide et pression (processus IVP). Après le processus IVP, le ruban de mica est polymérisé à haute température. La technique IVP peut être réalisée de deux manières distinctes : soit les barres sont traitées individuellement, soit elles sont placées dans les encoches du stator puis l'ensemble est imprégné.

L'imprégnation par la technique IVP présente beaucoup plus d'avantage que celle par résine enrichie car elle permet d'éliminer beaucoup plus de bulles d'air que cette dernière [33].

Le ruban de mica utilisé pour l'isolation de masse du stator est constitué de trois principaux éléments (figure II-7), soit le mica lié avec une résine époxy et un support mécanique en fibre de verre ainsi que dans certains cas, d'une couche de fibres textiles de polyéthylène téréphtalate commercialisée sous le nom de Dacron® ou Mylar®.

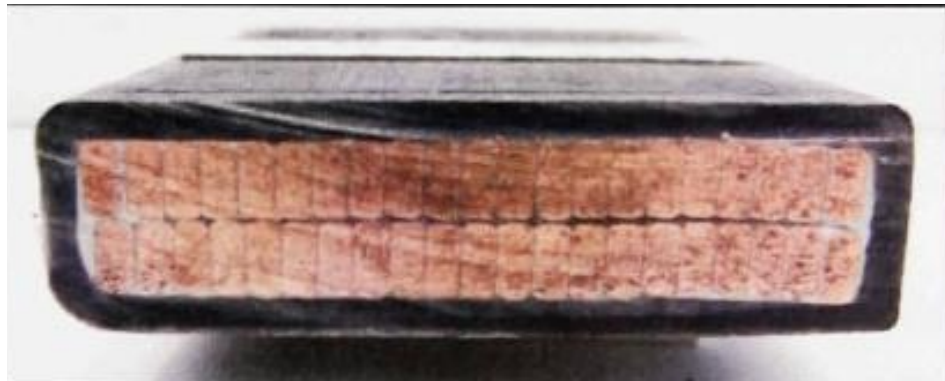


Figure II-6 : Isolation thermodurcissable d'une barre statorique d'alternateur [34].

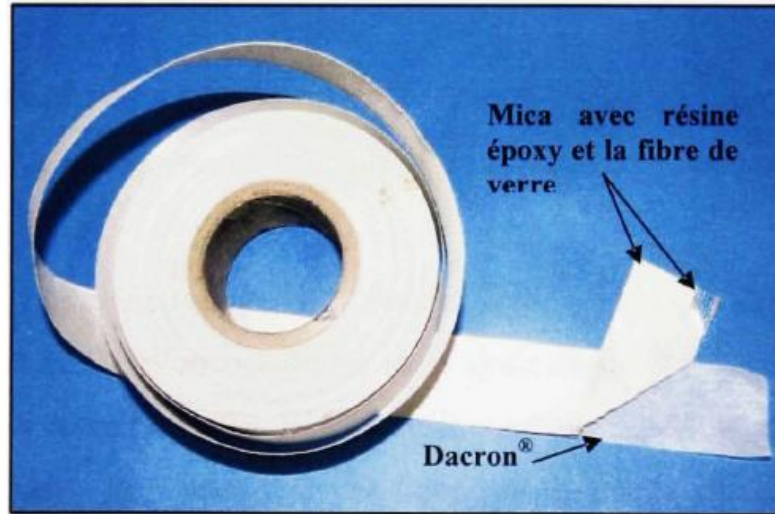


Figure II-7 : Ruban utilisé pour l'isolation de type thermodurcissable [34].

II.3 Décharges partielles dans les machines tournantes haute tension

Les machines tournantes actuelles dont le système d'isolation est généralement à base d'époxy-mica ont été conçues pour résister à un certain niveau de décharges partielles (DPs) sans affecter de manière significative les propriétés de l'isolation. Malgré cela, en service, les machines tournantes haute tension sont le siège de plusieurs activités de DPs qui provoquent la détérioration du système d'isolation. Généralement, les DPs ne provoquent pas de défaillance immédiate d'une machine tournante. Mais, à long terme, ces dernières deviennent préjudiciables pour les composantes du système d'isolation en entraînant un vieillissement prématuré.

Bien que les DPs peuvent se développer partout où un volume rempli de gaz est exposé à un champ électrique intense, dans les machines tournantes haute tension, il existe

trois types de DP [35, 36], à savoir les DP à l'extrémités des barres (DPs externe), les DP d'encoche et les DP internes, tel qu'illustré sur la figure II-8.

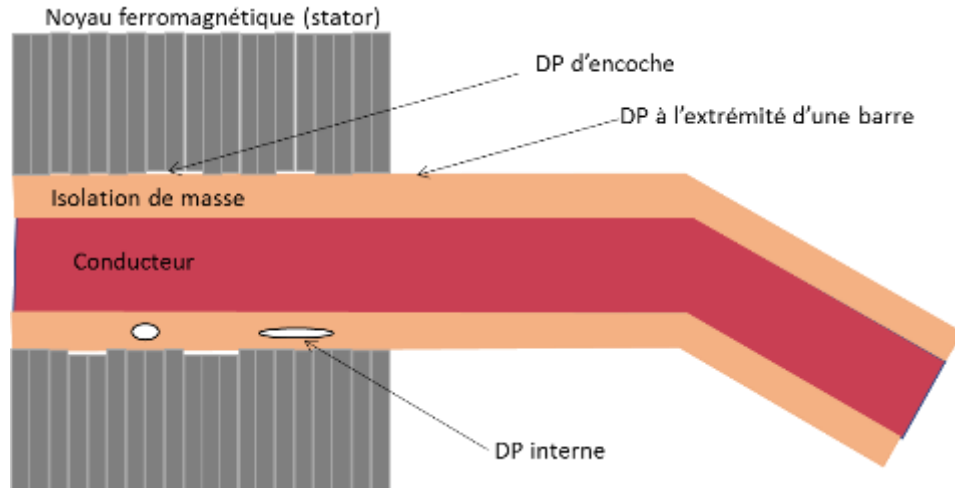


Figure II-8 : Sources de décharges partielles dans le système d'isolation d'une machine électrique tournante [35].

II.3.1 Les activités de décharge partielle à l'extrémité des barres ou externe

Pour les machines électriques tournantes soumises à une tension nominale de 6 kV ou plus, ce sont généralement des activités de DP externes qui sont observées [1]. Elles peuvent se produire juste à la sortie de l'encoche où à quelque centimètre de cette dernière. En effet, à la sortie de l'encoche, il existe une variation brusque du potentiel (de 0 V à environ la tension nominale) donnant lieu à un gradient de potentiel élevé, tel qu'illustré à la figure II-9. Si ce dernier est supérieur à la rigidité diélectrique du milieu environnant, il y a risque d'apparition de DP à la sortie de l'encoche. Ces décharges sont récurrentes et créent des surtensions supportées en permanence par l'isolation dont

l'amplitude est non négligeable comparée à la tension nominale de la machine. L'élimination de ces décharges revêt donc un intérêt industriel évident.

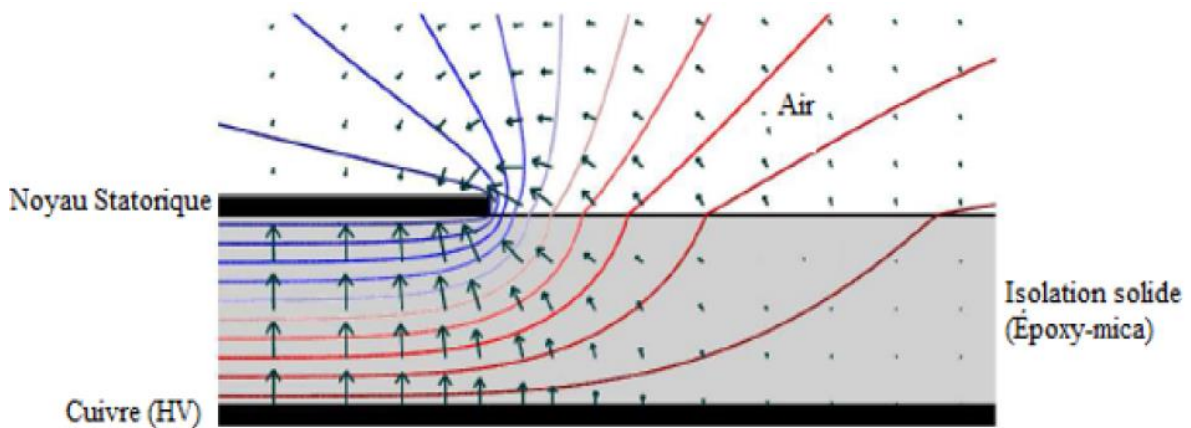


Figure II-9 : Champ électrique autour d'un système diélectrique à électrode tronquée sans revêtement anti-effluves. Les lignes équipotentielle sont à 10% d'intervalles [32].

II.3.2 Décharges partielles internes

Ces décharges se produisent généralement dans les cavités à l'intérieur de l'isolation de masse de la machine. Elles sont également présentes entre les différentes couches de l'isolation (lorsque celles-ci ne sont pas correctement liées) et dans les impuretés emprisonnées pendant le processus de fabrication d'une barre ou créées durant le fonctionnement de la machine.

Les DP internes ne constituent pas vraiment un danger pour la machine puisque les matériaux modernes (époxy-mica) utilisés pour l'isolation de masse sont conçus pour résister à ces dernières (jusqu'à 40 ans de service)[32]. Néanmoins, les DP internes peuvent affaiblir l'isolation des brins ou des conducteurs et ainsi donner lieu à un court-circuit entre les brins (figure II-10).

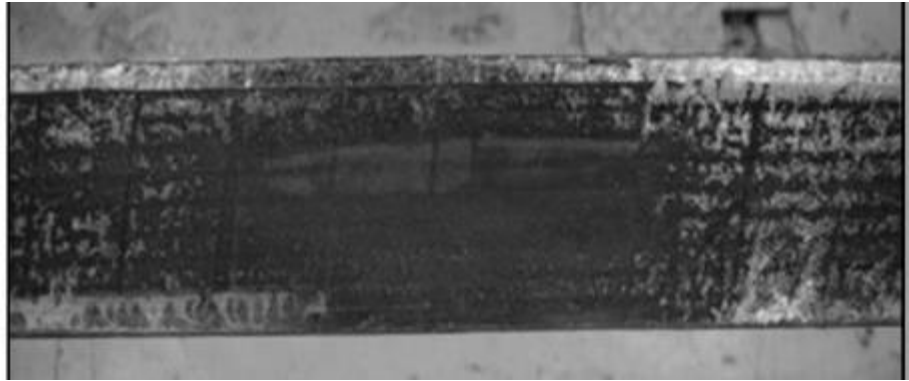


Figure II-10 : Dégradation due aux décharges partielles internes [37].

II.3.3 Décharges partielles d'encoche

Les barres statoriques étant préfabriquées en usine puis insérées dans les encoches des stators des machines tournantes sur site, des espaces vides sont inévitables entre la couche externe de l'isolation de masse et le noyau magnétique. En outre, en raison de la forme du noyau magnétique (feuilleté), le contact entre la couche externe de l'isolation de masse et l'encoche n'est pas parfait. En conséquence, des décharges partielles d'encoche se produisent dans les espaces d'air entre la surface de l'isolation de masse et le noyau magnétique feuilleté (lorsque le champ électrique dépasse la rigidité diélectrique l'air). Les DP d'encoche sont très dangereuses car elles provoquent l'érosion de l'isolation de masse, tel qu'illustré à la figure II-11, entraînant ainsi à long terme la vibration des barres statoriques dans les encoches.



Figure II-11 : Dégradation due à des décharges d'encoche [38].

II.4 Méthode de suppression des décharges partielles d'encoche et à l'extrémité des barres statoriques

Pour supprimer les décharges partielles d'encoche, un revêtement conducteur (RC) [1] est appliqué sur la couche externe de l'isolation de masse (figure II-12) à l'intérieur de l'encoche. Le RC permet d'assurer l'intégrité du contact électrique entre la surface externe de l'isolation de masse et le noyau magnétique afin d'éviter que le champ électrique développé dans les espacements d'air qui s'y trouvent soit supérieur à la valeur maximum de la rigidité diélectrique de l'air.

Pour supprimer les décharges partielles aux extrémités des barres statoriques, un revêtement anti-effluves (RAE) est appliqué dans la partie appelée « développante » d'une barre statorique [1, 8, 39-41] (figure II-12). Le RAE permet de réduire l'intensité du champ électrique au point triple (revêtement RC, isolation de masse et milieu environnant) afin qu'elle n'excède pas la rigidité diélectrique de l'air, évitant ainsi l'apparition de DPs.

Les revêtements conducteurs et anti-effluves sont des composantes indispensables du système d'isolation des barres statoriques soumises à 6 kV ou plus pour la fréquence industrielle 50/60 Hz et à 3,3 kV ou plus pour des applications à fréquences variables. Ils sont disposés sur la couche externe de l'isolation de masse des barres statoriques, tel que présenté sur la figure II-12 [28].

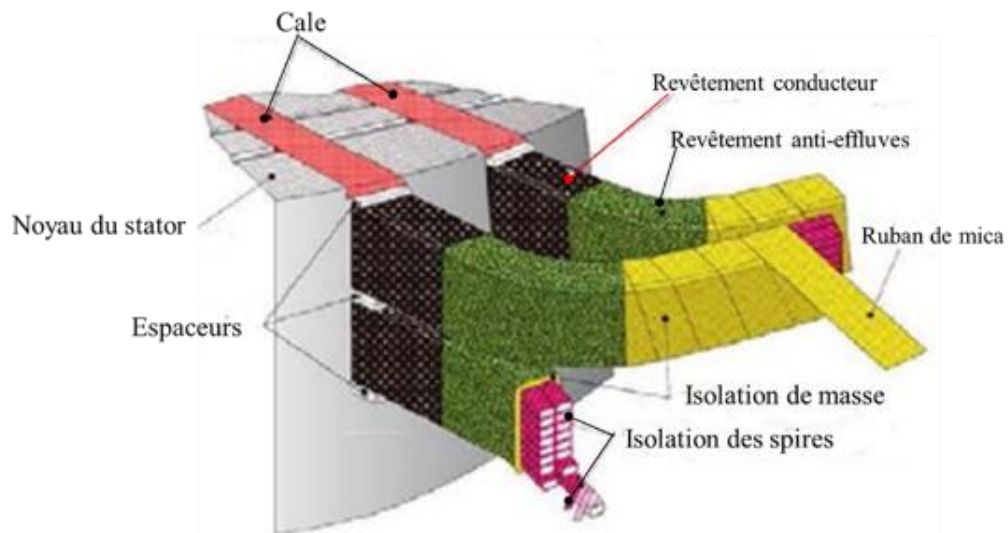


Figure II-12 : Différents revêtements appliqués sur la couche externe de l'isolation de masse [42].

II.4.1 Le revêtement conducteur

Le RC est généralement à base de ruban conducteur ou de peinture conductrice. Il est constitué d'un matériau composite (de résistance électrique indépendante du champ électrique) combiné avec des charges conductrices telles que le carbone ou le graphite [11]. Ces charges sont ajoutées à un solvant de base pour constituer une peinture conductrice ou un ruban conducteur [43].

Le RC à une résistivité constante et communément située entre 5 k Ω /sq et 25 k Ω /sq [43]. Ces valeurs de résistivité sont suffisamment faibles pour former une surface équipotentielle sur la couche externe de l'isolation de masse à l'intérieur de l'encoche. Cependant, les valeurs de résistivité ne sont pas assez faibles au point de court-circuiter entre elles les tôles du noyau magnétique [2, 43, 44].

II.4.2 Les revêtement anti-effluves

Les revêtements anti-effluves utilisés pour uniformiser le champ électrique à l'extrémité des barres statoriques sont classés en deux grandes catégories :

- Les revêtements anti-effluves résistifs,
- Les revêtements anti-effluves capacitifs.

L'existence des deux types de revêtement anti-effluves est basée sur le fait que le mécanisme de réduction du champ électrique est, soit dominé par le courant de déplacement, soit par le courant de conduction.

Le revêtement anti-effluves capacitif est principalement basé sur deux (2) méthodes : l'application d'une couche de matériau de constante diélectrique élevée ou l'utilisation de feuilles conductrices à l'intérieur de l'isolation principale pour diffuser le potentiel interne de l'isolant [22].

La technique utilisant une couche de constante diélectrique élevée est utilisée pour les terminaisons des câbles. Elle est réalisée en remplaçant à l'extrémité du câble une portion du blindage par un matériau de haute permittivité. Une réfraction diélectrique se produit alors entre les deux matériaux en raison de la différence entre leur constante

diélectrique respective, conduisant ainsi à la réduction du champ électrique à l'extrémité du câble.

Les valeurs des permittivités relatives des matériaux utilisés doivent être de l'ordre de 15 fois ou plus celle de l'isolation principale, conduisant à une couche relativement épaisse. Le respect de cette contrainte devient problématique dans le cas des barres statoriques en raison de l'insuffisance de l'espace disponible. En outre, les matériaux à constante diélectrique élevée appartenant à la classe thermique F (adaptés pour les machines tournantes) ne sont pas largement disponibles [22].

La méthode utilisant des feuilles conductrices (figure III-13) à l'intérieur de l'isolation principale est largement utilisée dans les bornes de traversées et moins dans les machines tournantes électriques. En outre, il existe des difficultés pratiques importantes dans la fabrication d'un tel système, raison pour laquelle elle est rarement utilisée de nos jours [8, 35].

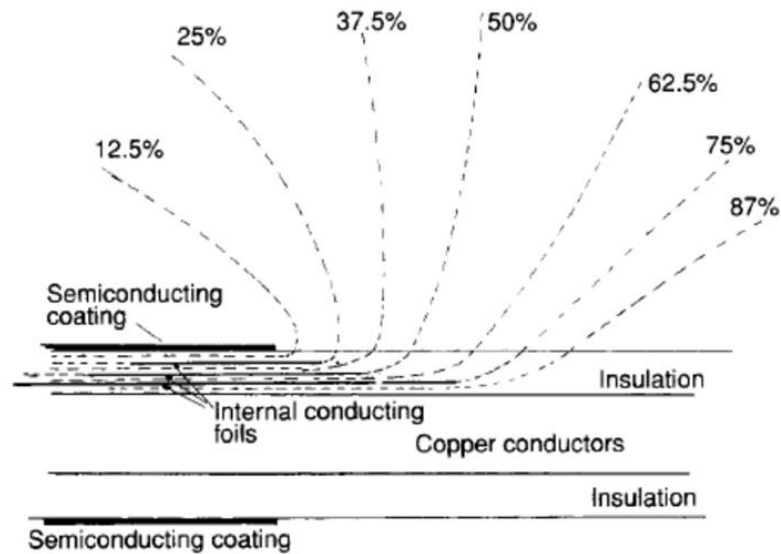


Figure II-13 : Le revêtement anti-effluves capacitif utilisant des feuilles conductrices dans l'isolation principale [8].

Le revêtement anti-effluves résistif consiste en l'application d'un matériau conducteur non linéaire (sous forme de ruban ou de peinture semi-conductrice) à la surface de l'isolation de masse (figure II-12). La présence de ce matériau permet d'assurer une distribution uniforme de la tension entre l'extrémité du revêtement conducteur et celui des barres statoriques, tel qu'illustré à la figure II-14.

Le RAE résistif est largement utilisé dans les machines électriques tournantes pour éviter les DP à l'extrémité des barres statoriques.

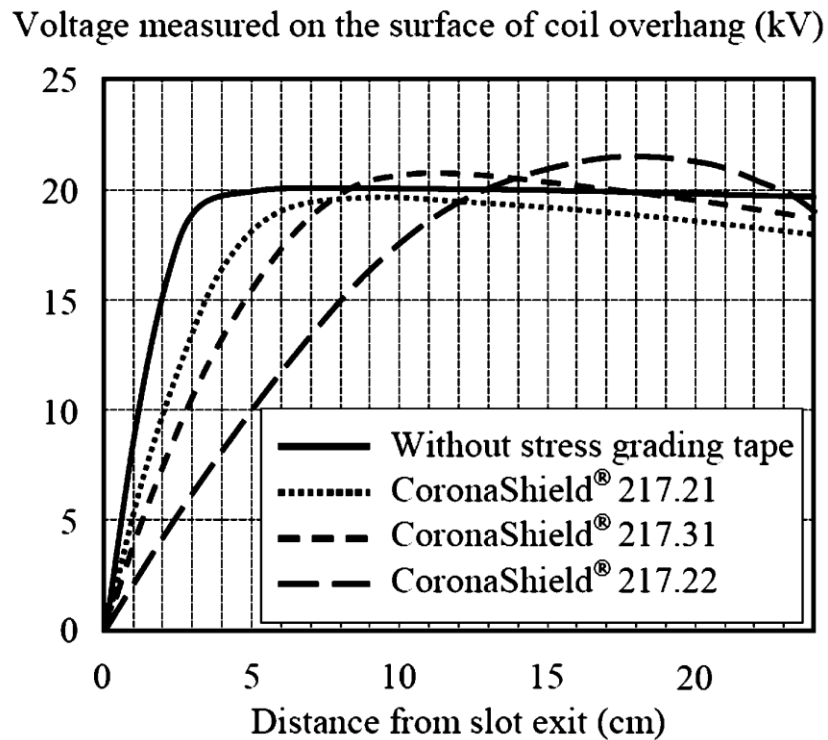


Figure II-14 : Distribution de la tension à la surface d'une bobine pour différents revêtements anti-effluves [45].

II.5 Le revêtement anti-effluves résistif

II.5.1 Matériaux utilisés

Les matériaux anti-effluves utilisés dans les machines tournantes sont généralement constitués de matériaux composites (vernis, résines époxy, résines de polyester, le caoutchouc de silicone) renforcés de particules semi-conductrices dont les plus utilisées sont l'oxyde de fer, le carbure de silicium (SiC) et l'oxyde de Zinc (ZnO). Ils sont disposés à la surface de l'isolation de masse sous forme de peinture ou de ruban adhésif. Ce travail de recherche s'intéresse plus particulièrement à l'étude et à la caractérisation des revêtements anti-effluves à base de carbure de silicium (SiC) qui sont largement utilisés dans les alternateurs. Les revêtements anti-effluves présentent une caractéristique tension-courant (V-I) non linéaire. De manière pratique, cette non-linéarité permet d'obtenir une conductivité électrique élevée là où l'intensité du champ électrique est importante, facilitant ainsi l'écoulement des charges électriques susceptibles de s'accumuler en présence de contrainte électrique élevée. Inversement, la conductivité électrique est faible là où le champ électrique est moins intense [46, 47].

Les revêtements anti-effluves résistifs sont ainsi soumis aux exigences suivantes [10] :

- Le coefficient de non-linéarité β appartient à l'intervalle [10 ; 40] et s'exprime par :

$$\beta = 1 + \frac{d \ln(\sigma)}{d \ln(E)} \quad (2.1)$$

- La résistivité du matériau dépend de la tension/champ électrique appliqué,

- Les valeurs du courant d'écoulement dans le RAE résistif et les pertes Joule résultantes à la surface de l'isolation principale doivent être inférieures respectivement à environ $50 \mu A$ et $0,2 W.cm^{-2}$

Malgré ces nombreux avantages, les revêtements anti-effluves résistifs utilisés dans les machines tournantes présentent des faiblesses [41] :

- Sous un champ électrique élevé, un RAE résistif a une conductivité électrique élevée et donc des pertes Joule importantes, entraînant une augmentation de la température de surface et la création d'un point chaud.
- L'imprégnation sous vide d'un RAE résistif entraîne une modification significative de ses caractéristiques électriques et thermiques [48].
- La zone de chevauchement entre le RC et le RAE résistif peut être endommagée. En effet, si le RAE résistif n'est plus connecté à la masse, il est soumis à un potentiel flottant proche de la tension nominale de service. Cette situation peut donner lieu à des DP [28].
- Pour simplifier la modélisation numérique d'un RAE, ce dernier est supposé être homogène et isotrope, ce qui est loin de la réalité [13].
- Étant donné que la conductivité électrique d'un RAE résistif est non linéaire, dépendante du champ électrique, de la température et de la fréquence, sa modélisation numérique rigoureuse est difficile.

II.5.2 Origine de la non-linéarité des revêtements anti-effluves résistifs à base de SiC et ZnO

La non-linéarité des conductivités électriques des revêtements au SiC et ZnO provient des microstructures respectives des inclusions semi-conductrices de SiC et ZnO qui sont employées dans ces matériaux, tel que présenté sur la figure II-15.

Dans le cas du RAE résistif au SiC, des couches minces d'oxyde se forment à l'interface entre deux particules adjacentes (lignes en jaune sur la figure II-15-a). À travers ces couches, des électrons ou trous se déplacent d'une particule à l'autre soit par saut, par effet tunnel, par activation thermique ou par l'action combinée de ces trois effets sur les barrières de potentiel qui sont semblables aux barrières de Schottky dans les semi-conducteurs conventionnels [49]. Ainsi, la non-linéarité de la conductivité électrique des revêtements anti-effluves au SiC est due au mécanisme de transport des porteurs de charge à travers les interfaces entre deux particules adjacentes. En conséquence, elle est très influencée par un certain nombre de paramètres environnementaux à savoir la pression, le vieillissement, l'humidité, les contaminations, la température, etc... [49].

En ce qui concerne les revêtements anti-effluves à base de ZnO, la non-linéarité provient de la structure interne de chacune des particules de ZnO. Comme illustré sur la figure II-15-b, chaque particule de ZnO est composée de nombreux grains de taille micrométrique, entraînant la formation de doubles barrières de Schottky (lignes brunes) aux frontières entre les grains [49]. Ces frontières électriquement actives sont à la base de la non-linéarité des matériaux anti-effluves au ZnO [49].

En général, les RAEs résistifs sont classés en deux catégories dépendamment de l'origine de la non-linéarité qui provient, soit de la nature des contacts particule-particule, soit de la propriété intrinsèque des inclusions. Pour la non-linéarité due à la nature des contacts entre particules adjacents, le coefficient de non-linéarité β se situe entre 3 et 8 tandis qu'il est beaucoup plus élevé, généralement entre 20 et 30 pour celle due à la propriété intrinsèque des charges.

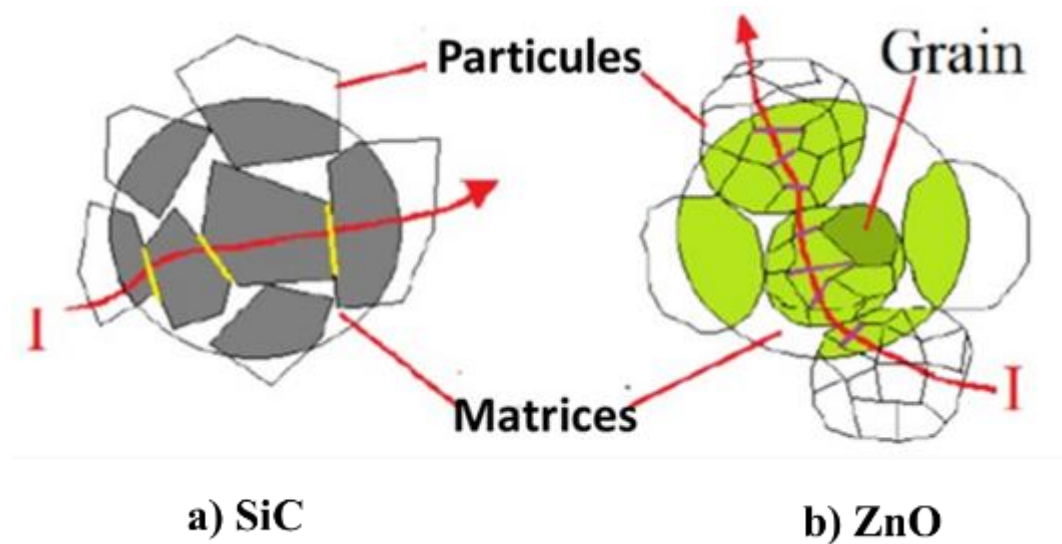


Figure II-15 : Microstructures des matériaux semi-conducteurs à base de SiC et ZnO [49].

II.5.3 Illustration de l'effet d'un revêtement anti-effluves résistif

La figure II-16 présente l'effet d'un revêtement RAE sur les lignes équipotentielles, les distributions du potentiel et du champ électrique le long du système d'isolation d'une barre statorique [22].

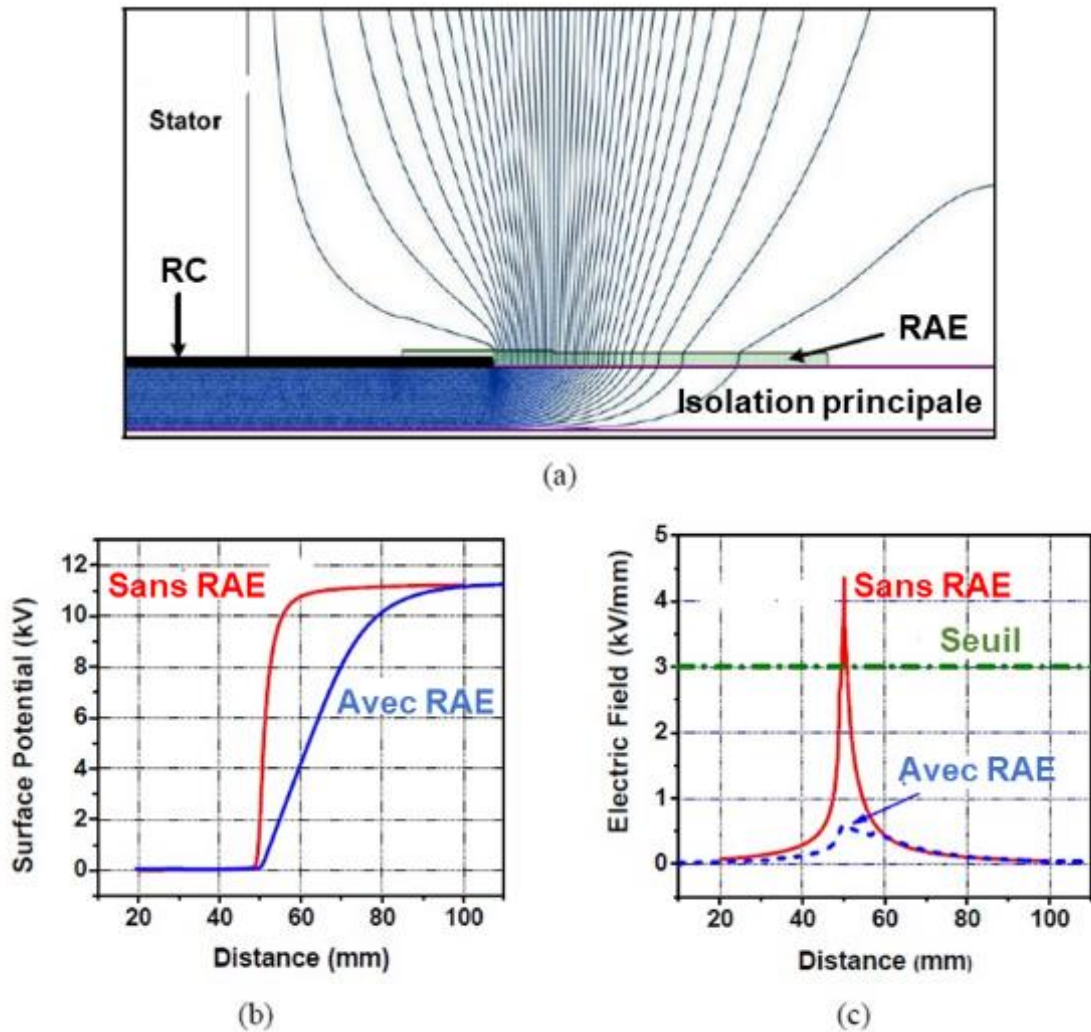


Figure II-16 : Effets d'un revêtement RAE sur (a) les lignes équipotentiellles, (b) le potentiel surfacique et (c) le champ électrique surfacique le long d'une barre statorique de 13,8 kV [22].

II.6 Propriétés des revêtements conducteurs et anti-effluves

La connaissance des propriétés électriques et thermiques des RAEs et RCs, ainsi que les différents paramètres qui les influencent, est très importante dans le cas d'une étude numérique. En général, la conductivité électrique, la conductivité thermique et la permittivité diélectrique sont les paramètres à prendre en compte dans toute étude

numérique impliquant ces matériaux. De nombreux travaux de recherche ont examiné cette question avec l'objectif de toujours améliorer la caractérisation électrique des revêtements conducteur et anti-effluves [8, 22, 50, 51].

II.6.1 Propriétés du revêtement conducteur

En général, les RCs sont réalisés à partir d'un ruban de fibres de polyester ou de verre imprégné de carbone noir ou graphite (renforcé de résine). Ces matériaux sont pour la plupart des conducteurs linéaires. En conséquence, la conductivité électrique d'un revêtement conducteur est globalement considérée comme constante sur une large gamme de fréquence [13, 45] . Cependant, d'autres travaux de recherche ayant examiné l'influence du vieillissement et du procédé de fabrication des barres statoriques sur les propriétés du RC ont montré que sa résistivité est affectée par la technique IVP. Ainsi, Allison et al. [2, 22, 43, 44] ont mis en évidence une augmentation de la résistivité du RC après le processus IVP. Néanmoins, la conductivité électrique d'un RC peut être considérée comme constante (indépendante de la tension/champ électrique) à chaque température. Il est préférable cependant de la mesurer après le processus IVP. Le RC a une résistivité communément située entre 5 k Ω /sq et 25 k Ω /sq [43].

La permittivité diélectrique du RC est désignée par la partie réelle de la permittivité diélectrique complexe en l'absence de perte diélectrique. Ceci correspond au contexte de cette étude qui a été menée à la fréquence de 60Hz (les pertes diélectriques sont négligées). Dans les travaux antérieurs, la valeur affectée à la permittivité relative du RC est généralement de 100 [7, 13, 52].

Pour la conductivité thermique du RC, il a été montré qu'elle est une fonction linéaire de l'épaisseur du matériau utilisé [22].

II.6.2 Propriétés du revêtement anti-effluves

Comme pour le RC, la conductivité thermique du RAE est une fonction linéaire de l'épaisseur du matériau utilisé [22]. En ce qui concerne la permittivité diélectrique du RAE, les observations faites dans la littérature montre que la valeur généralement utilisée est soit 15 ou 20 [7, 13, 52].

La détermination de la conductivité électrique d'un revêtement anti-effluves dépend de la prise en compte ou non des pertes diélectriques et de l'influence de la température.

II.6.2.1 Conductivité électrique du revêtement anti-effluves résistif

Les revêtements anti-effluves sont considérés comme des diélectriques [53]. Par conséquent, ils sont généralement caractérisés par leur conductivité en courant continu (σ_{CC}) et leur permittivité diélectrique complexe (ε^*) qui s'exprime comme suit :

$$\varepsilon^* = \varepsilon_0(\varepsilon' - j\varepsilon'') \quad (2.2)$$

avec ε_0 la permittivité électrique du vide, ε' et ε'' étant respectivement la partie réelle et imaginaire de la permittivité électrique complexe.

En régime harmonique, le courant de déplacement (J_d) s'ajoute au courant de conduction (J_c), pour donner le courant total (J_t) défini par :

$$J_t = J_c + J_d = [(\sigma_{CC} + \omega \varepsilon_0 \varepsilon'') + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon']E \quad (2.3)$$

Où E désigne le champ électrique.

D'après l'équation (2.3), le courant total (J_t) est la somme de deux composantes : une résistive (J_{res}) et l'autre capacitive (J_{cap}) définies respectivement par les équations 2.4 et 2.5 [22].

$$J_{res} = (\sigma_{CC} + \omega \varepsilon_0 \varepsilon'')E = \sigma_t E \quad (2.4)$$

$$J_{cap} = j\omega \varepsilon_0 \varepsilon' E \quad (2.5)$$

Un revêtement anti-effluves est dit résistif (capacitif) si pour un champ électrique et une fréquence donnés en courant alternatif, la composante résistive (capacitive) est supérieure à la composante capacitive (résistive) [22, 53].

Au constat, pour un revêtement anti-effluves résistif, la conductivité électrique totale (σ_t) est la somme de deux composantes, à savoir la conductivité électrique continu (σ_{CC}) et le terme qui rend compte des pertes diélectriques ($\omega \varepsilon_0 \varepsilon''$).

Cependant, aux basses fréquences (jusqu'à 100 Hz), les pertes diélectriques étant négligées, la conductivité totale σ_t d'un RAE résistif est représentée seulement par la conductivité électrique en courant continu (σ_{CC}) qui est une fonction non-linéaire de la tension/du champ électrique appliquée pour chaque température [22, 53].

II.6.2.2 La conductivité électrique en courant continu d'un revêtement anti-effluves résistif

De nombreuses études ont été publiées sur les caractéristiques tension-courant ($V-I$) et la conductivité en courant continu des matériaux non linéaires qui sont appliqués dans les appareils électriques haute tension, tels que les câbles, les barres statoriques des machines tournantes et les parafoudres [50, 54-59]. Les effets du champ électrique, de la température, du pourcentage de charges et de la taille des particules sur la conductivité électrique de ces matériaux sont les sujets qui ont été examinés dans la plupart de ces travaux. Toutefois, seule la question de la relation entre la conductivité électrique, le champ électrique, la fréquence et la température est à considérer pour les RAEs résistifs [13, 23, 24, 60, 61].

D'après la littérature, la conductivité électrique en courant continu (σ_{CC}) est une fonction non-linéaire de la tension/champ électrique appliquée. Elle se présente sous la forme de deux relations empiriques.

L'une est l'équation de la loi de puissance ou « varistance » utilisée sans justification physique dans les travaux de Rhyner et al. [8, 62], et qui s'exprime comme suit :

$$\sigma_{CC}(E) = k|E|^{n_p} \quad (2.6)$$

Avec E le champ électrique et n_p le coefficient de non-linéarité du matériau.

Toujours s'appuyant sur la loi de puissance, Lupo et al. [63] ont défini une autre expression de la conductivité électrique en courant continu pour des champs électriques importants à travers la relation de l'équation 2.7.

$$\sigma_{CC}(E) = k(c + |E|)^n \quad (2.7)$$

Contrairement à l'équation (2.6), l'équation (2.7) permet d'obtenir des solutions numériques qui convergent et des propriétés physiques plus réalistes pour des champs électriques faibles.

Une autre expression de la conductivité σ_{CC} est la forme exponentielle qui est de loin la plus utilisée pour caractériser les RAEs résistifs des barres statoriques [6, 64-67] et dans certains cas, pour les accessoires de câbles [68, 69]. Elle est décrite par la relation de l'équation 2.8.

$$\sigma_{CC}(E) = k. \exp(nE) \quad (2.8)$$

Avec E le champ électrique, n le coefficient de non-linéarité du matériau et k la conductivité électrique pour $E = 0$.

Après analyse, il est clairement apparu que les équations (2.7) et (2.8) produisent des estimations différentes pour les mêmes données expérimentales, sauf sur un intervalle très limité. Pour résoudre ce problème et obtenir une expression de la conductivité électrique σ_{CC} des RAEs résistifs valable sur une large gamme de tension et qui s'adapte à tous les cas de figure, Kumada et al. [21, 24, 60, 70] ont défini une autre expression prenant en compte la loi de puissance (équation 2.7) et la forme exponentielle (équation 2.8). Cette expression de la conductivité électrique σ_{CC} est décrite par l'équation 2.9.

$$\sigma_{CC}(E) = \sigma_0 \exp(k. E^{2/3}) \quad (2.9)$$

où σ_0 est la conductivité pour un champ électrique nul et k est une constante qui rend compte de la non-linéarité du matériau.

En outre, il a été démontré que la conductivité électrique σ_{CC} dépend de la température et de la fréquence [13, 23]. Cependant, pour les fréquences de 50/60 Hz, aucune dépendance significative de la conductivité à la fréquence n'a été prouvée [13, 71]. Également, pour les basses fréquences (jusqu'à 100 Hz), la température n'a pas d'influence sur la valeur maximale du champ électrique le long du RAE. Par conséquent, la conductivité électrique σ_{CC} est presque indépendante de la température au voisinage du champ limite de charge d'espace [22]. Dans ce cas de figure, la conductivité électrique σ_{CC} est considérée uniquement comme une fonction du champ électrique, tel qu'illustré par l'équation 2.10.

$$\sigma_{CC} = f(E) \quad (2.10)$$

II.7 Mesure de la conductivité électrique σ_{CC} d'un revêtement anti-effluves

La mesure de la conductivité électrique σ_{CC} est réalisée en tension continue à des niveaux de tension inférieurs ou égaux à la tension nominale. Elle consiste à appliquer une source de tension continue entre deux électrodes aux bornes du revêtement pour enregistrer ensuite l'évolution temporelle du courant électrique et en déduire la conductivité.

En effet, lorsqu'un matériau diélectrique est soumis à un champ (tension) électrique, il se polarise. La polarisation est régie par l'équation suivante :

$$P(t) = D(t) - \varepsilon_0 E(t) \quad (2.11)$$

Où $E(t)$, ε_0 , $P(t)$ et $D(t)$ désignent respectivement le champ électrique, la permittivité du vide, la polarisation et le déplacement électrique.

Si $E(t)$ est une fonction échelon, il existe un retard entre $P(t)$ et $E(t)$ qui peut être décrit par la susceptibilité $\chi(t)$ des matériaux diélectriques. La polarisation peut alors être exprimée de la manière suivante :

$$P(t) = \varepsilon_0 \chi(0) E(t) + \varepsilon_0 \int_0^t E(\tau) \frac{d\chi(t-\tau)}{d\tau} d\tau \quad (2.12)$$

La polarisation est un processus lent par rapport à l'évolution du champ électrique et contribue principalement au courant de déplacement dans un diélectrique. La densité volumique total du courant dans un diélectrique peut alors s'écrire :

$$J(t) = \sigma_{cc} E(t) + \frac{dD(t)}{dt} \quad (2.13)$$

Si $t \rightarrow \infty$ alors $\frac{dD(t)}{dt} \rightarrow 0$, ainsi $J(t)$ dépend uniquement de σ_{cc} .

Cependant, dans la pratique, cela peut prendre énormément de temps. En revanche, en étudiant le courant de dépolarisation et en utilisant le principe de superposition, le courant de déplacement peut s'annuler. En conséquence, la densité volumique total du courant est seulement fonction de la conductivité en courant continu, comme illustré sur la figure II-17.

En pratique, pour obtenir l'annulation du courant de déplacement, les courants de charge et de décharge dans le domaine temporel à travers un diélectrique sont mesurés. La norme IEEE Std-43 [22] fournit un temps de 1 minute pour la charge et la décharge. Cette

expérience est tout à fait équivalente à appliquer un échelon de tension U_c pendant un temps de charge (courant de polarisation) avec une durée t_{ch} . Ensuite, pour $t > t_{ch}$, la tension est supprimée et l'objet sous test est immédiatement mis à la terre. Il peut être observé que le courant de décharge (dépolérisation) ainsi obtenu est symétrique au courant de charge mais de signe opposé, tel qu'il est illustré à la figure II-17.

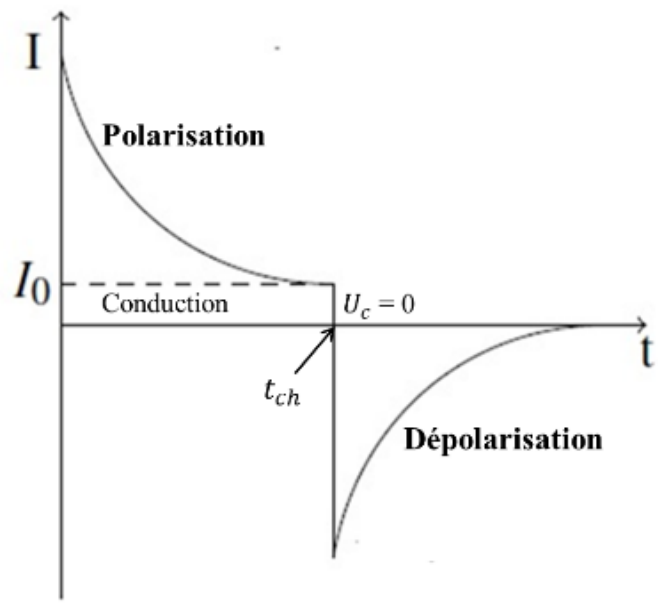


Figure II-17 : Courants de polarisation et de dépolérisation [32].

En général, pour un essai sur un système d'isolation réel de machine tournante et en négligeant le courant surfacique, le courant total est la somme de trois composantes (équation 2.14) : le courant capacitif, le courant d'absorption diélectrique et le courant de conduction (ou de fuite). La figure II-18 illustre l'évolution des différentes composantes du courant en fonction du temps.

$$I_{total} = I_{capacitif} + I_{absorption} + I_{conduction} \quad (2.14)$$

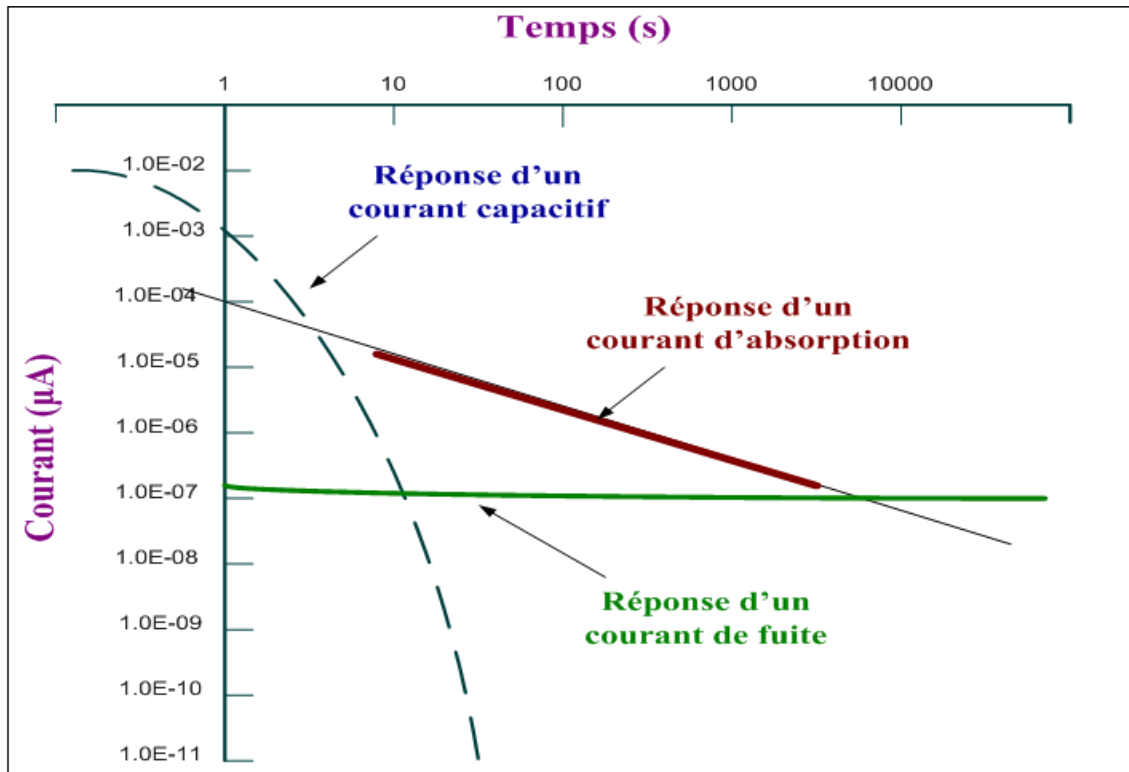


Figure II-18 : Réponse des courants capacitif, absorption et conduction [32].

II.7.1 Courant capacitif (I_{cap})

Le courant capacitif est la composante du courant total due à la capacité entre le conducteur et la masse (noyau magnétique) et se définit comme suit :

$$I_{capacitif} = C \frac{du(t)}{dt} \quad (2.15)$$

Lorsqu'une résistance instrumentale R en série est utilisée et que la tension appliquée $u(t)$ est un échelon de tension de valeur U_c , le courant capacitif prend la forme suivante :

$$I_{capacitif} = \frac{U_c}{R} e^{-t/RC} \quad (2.16)$$

où R est la résistance en série.

II.7.2 Le courant d'absorption (I_{abs})

Appelé aussi courant de relaxation diélectrique, il est le plus important des trois composantes du courant total [32]. En effet, le courant d'absorption est directement lié à l'état du matériau diélectrique. Il résulte essentiellement des déplacements de charges électriques (électrons ou ions) à l'intérieur du diélectrique et du changement d'orientation des dipôles électriques dans le matériau. La réponse du courant d'absorption, lors d'un essai de haute tension, est semblable à la réponse du courant capacitif mais il prend plus de temps pour décroître à une valeur négligeable. Une expression empirique usuelle pour le courant d'absorption, après l'application d'un échelon de tension U_c , est donnée par (loi de Curie-Von Schweidler) :

$$I_{absorption} = K_1 \times U_c \times C \times t^{-n} \quad (2.17)$$

avec K_1 une constante déterminée par la nature de l'isolant et la température de l'échantillon (s^{n-1}) ; U_c la tension appliquée en (volt) ; n l'exposant d'absorption de l'échantillon (sa plage est typiquement de 0,5 à 0,9) ; $t(s)$ le temps de d'application de la tension.

II.7.3 Courant de conduction (I_{dc})

Le courant de conduction (ou de fuite) d'un diélectrique est un courant continu et irréversible résultant de l'application de la tension aux bornes d'un isolant imparfait. Il mesure le déplacement des charges électriques à travers la surface ou le volume du diélectrique soumis à une différence de potentiel. Le courant de conduction varie en

fonction de la température, de l'humidité, de la présence de contaminants. Pour une isolation de haute qualité ce courant est, en général, petit et linéaire (proportionnel à la tension appliquée).

II.8 Contrôle de la performance des revêtement anti-effluves résistifs

L'utilisation des RAEs résistifs a pour but de prévenir les décharges partielles à l'extrémité des barres statoriques, précisément au niveau du point triple (RC/isolation de masse/milieu environnant). Par conséquent, il est impératif de vérifier leur état avant la mise en service des machines ou pendant les opérations de maintenance. Ceci permet de prévenir toutes dégradations des performances des RAEs résistifs et ainsi éviter une panne des alternateurs. Depuis plusieurs années, la distribution du potentiel de surface, du champ électrique tangentielle [2, 9, 12, 13, 39] et la caractéristique $V-I$ [2, 8-10] ont été utilisées pour fournir la preuve de l'efficacité des RAEs résistifs présents sur les barres statoriques des machines électriques tournantes.

II.8.1 Caractéristique Tension-Courant ($V-I$)

Les RAEs résistifs ont une caractéristique $V-I$ non linéaire, ce qui représente une caractéristique intrinsèque de ces matériaux. Pour cette raison, la mesure de la caractéristique $V-I$ a été la méthode la plus utilisée pour évaluer les performances des RAEs résistifs utilisés dans les appareils haute tension [22]. La caractéristique $V-I$ est

généralement la principale caractéristique indiquée par les fournisseurs sur les différentes fiches techniques des RAEs résistifs.

La figure II-19 présente un exemple de dispositif expérimental utilisé pour mesurer la caractéristique $V-I$ d'un RAE résistif à base de peinture [53]. Son principe consiste à faire varier la source de courant haute tension puis de relever la variation de tension aux bornes des électrodes de palladium et de la résistance R (pour en déduire le courant I). La figure II-20 présente des exemples de caractéristiques $V-I$ obtenues pour deux différents RAEs résistifs. Ainsi, lorsque la caractéristique $V-I$ mesurée n'est pas dans la zone de bon fonctionnement (zone hachurée) du matériau, cela indique une détérioration de ces propriétés.

Cette méthode ne permet pas de juger de façon directe de la capacité d'un RAE résistif à réduire le champ électrique à la surface de l'isolation de masse. Il aurait fallu pour cela disposer de la distribution du champ électrique à la surface de cette dernière. En outre, cette méthode est difficile à appliquer à un RAE présent sur une barre statorique. En effet, les propriétés des matériaux anti-effluves étant modifiées pendant le processus de construction des barres statoriques (IVP et durcissement du système d'isolation), les caractéristiques techniques des fournisseurs de ces matériaux deviennent erronées. Dans ce cas, il n'est plus adéquat d'utiliser ces caractéristiques techniques pour juger de l'état des RAEs résistifs présents sur les barres statoriques. D'où la nécessité de disposer d'une technique qui permet de mesurer directement le champ électrique à la surface des RAEs résistifs présents sur les barres statoriques des machines électriques tournantes.

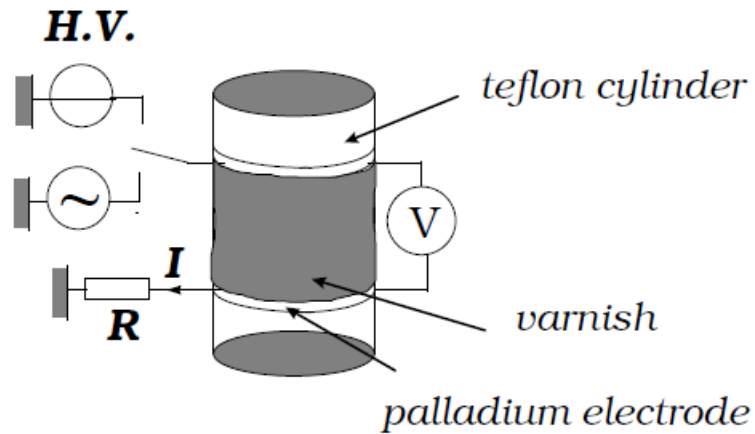


Figure II-19 : Exemple d'un montage de mesure de la caractéristique V-I [53].

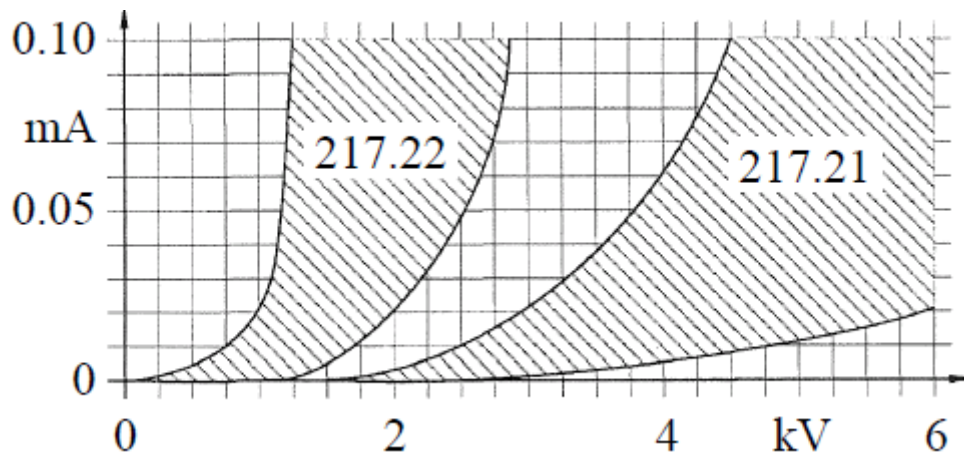


Figure II-20 : Caractéristique V-I de deux différents revêtements anti-effluves [45].

II.8.2 Mesure du potentiel de surface et du champ électrique

Pendant de nombreuses années, la mesure du potentiel surfacique a été la méthode la plus utilisée pour déterminer les performances des RAEs présents sur les barres statoriques aux basses fréquences [2, 9, 11-13, 72]. Toutefois, pour juger de la capacité de ces matériaux à remplir correctement leur fonction, la distribution de la composante

tangentielle du champ électrique de surface est extraite à partir des mesures du potentiel surfacique puis analysée. La méthode la plus robuste pour y parvenir consiste à mesurer le potentiel sur de très petits intervalles et de déterminer ensuite le champ électrique tangentiel au moyen du gradient du potentiel [13, 73].

Les mesures du potentiel surfacique ont été principalement réalisées à l'aide d'un voltmètre électrostatique (VES) non invasif (sans contact) présenté sur la figure II-21 [9, 48, 74]. Par ailleurs, étant donné que le voltmètre électrostatique ne peut être utilisé qu'en courant continu et aux basses fréquences (inférieures à 100 Hz), certaines études ont mesuré le potentiel de surface en utilisant une méthode de contact pour des fréquences élevées ou variables [59, 75]. Dans cette méthode, l'impédance de la sonde haute tension influence hautement les résultats. Par conséquent, pour chaque point de mesure, un calcul séparé doit être effectué afin de calibrer les données mesurées.

L'autre méthode employée pour l'évaluation des performances des RAEs résistifs par la mesure du potentiel électrique de surface consiste en l'utilisation d'un prototype de capteur électro-optique (EO) de petite taille basée sur l'effet Pockels [24, 76] présenté sur la figure II-22. Cette méthode présente plusieurs avantages par rapport au VES, tels que l'absence d'interférence avec l'objet testé, sa haute dynamique et son utilisation sur une large gamme de fréquence [77].

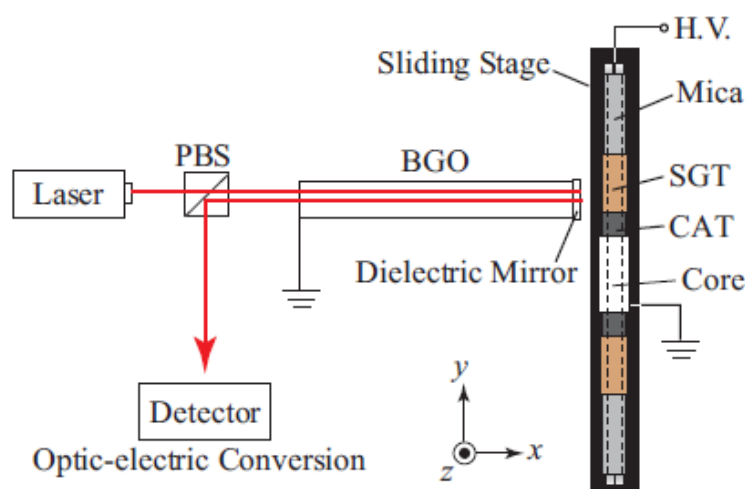


Figure II-21 : Schéma du système de mesure du potentiel de surface par capteur Pockels [14].

Kempen *et al.* [78] ont comparé différents profils de potentiel surfacique obtenus le long d'un échantillon de RAE résistif en utilisant trois différentes techniques (un VES, un pont de Wheatstone et un capteur EO). Les résultats obtenus montrent que la méthode utilisant le capteur EO est la plus robuste. Toujours dans les travaux de Kempen *et al.*, il a été observé une diminution du potentiel surfacique mesuré avec le VES par rapport aux autres méthodes en raison de son interaction avec l'objet testé. Néanmoins, cette remarque n'a pas été soulevée par Sharifi *et al.* [13] ainsi que dans d'autres travaux. En effet, la précision de la mesure du potentiel surfacique avec un VES dépend fortement du principe de détection du champ électrique. Ainsi, un VES avec une sonde de Kelvin qui vibre de façon sinusoïdale dans la direction perpendiculaire à la surface testée, combinée avec une technique de remise à zéro du champ électrique, produit des résultats raisonnables.

En somme, quel que soit les techniques de mesure utilisées, la détermination des performances d'un RAE résistif par la mesure du potentiel surfacique demeure une

méthode indirecte, la distribution du champ électrique tangentiel n'étant obtenu que par un calcul inverse à partir des mesures du potentiel surfacique. Ces calculs peuvent être sources de beaucoup d'erreurs donnant lieu à des interprétations erronées. Qui plus est, cette méthode ne donne pas accès à la composante normale du champ électrique. Cela explique pourquoi la majorité des recherches entreprises dans le domaine n'ont jamais exploré l'influence de cette dernière sur l'efficacité des revêtements anti-effluves ainsi que sa contribution dans l'apparition des décharges partielles. Il devient alors nécessaire de disposer d'une méthode qui permet de mesurer directement le champ électrique et en particulier, ses composantes normale et tangentielle à la surface des RAEs résistifs présents sur les barres statoriques des machines.

II.8.3 Mesure du champ électrique tangentiel

Plus récemment, une nouvelle méthode de mesure du champ électrique à la surface des appareils haute tension a été développée. Elle est basée sur la mesure directe du champ électrique tangentiel à l'aide d'un capteur dont le principe de fonctionnement est basé sur l'effet Pockels [79] présenté sur la figure II-22. La méthode a permis de mesurer directement la composante tangentielle du champ électrique à la surface d'une barre statorique avec succès.



Figure II-22 : Capteur EO de mesure du champ électrique « WEISSGERBER engineering GmbH » [79].

Bien que cette méthode permette une mesure directe du champ électrique, elle ne fournit que la composante tangentielle. En outre, pour des valeurs du champ électrique supérieur à 0,5 kV/mm, il a été observé une saturation du capteur donnant lieu à des résultats erronés. Ceci limite le champ d'application de ce capteur EO.

D'après ce qui précède, il est nécessaire de développer une méthode plus robuste permettant de mesurer la composante tangentielle et normale du champ électrique avec une étendue de mesure plus large. La possibilité de mesurer la composante normale du champ électrique permettra de disposer d'un outil supplémentaire pour l'analyse des performances des RAEs résistifs présents sur les barres statoriques des alternateurs.

II.9 Modélisation numérique des revêtements anti-effluves résistifs

Depuis l'introduction des RAEs résistifs dans le système d'isolation des barres statoriques jusqu'à ce jour, plusieurs modèles numériques ont été développés. Ces modèles ont permis d'étudier le comportement de ces matériaux avec des résultats plus ou moins satisfaisants. La modélisation numérique s'est imposée avec le temps comme une puissante alternative aux mesures expérimentales qui s'avèrent souvent coûteuses en temps. Le but de cette section est de faire une revue des différentes méthodes numériques qui ont été employées jusqu'à ce jour pour étudier les RAEs résistifs présents sur les barres statoriques des alternateurs. Une attention particulière a été accordée aux modèles numériques basés sur la méthode des éléments finis.

Baker *et al.* [21] ont analysé les difficultés rencontrées dans la programmation de la MEF pour l'étude des RAEs résistifs. Les résultats ont montré que l'utilisation d'une formulation normale (approche volumique) de la MEF conduit à un problème de convergence, en particulier en présence de non-linéarité. Pour cette raison, il a été utilisé une formulation dans laquelle le RAE est considéré comme une surface conductrice. Cette surface conductrice reçoit les propriétés (conductivité et épaisseur) du RAE mais n'est pas présents dans le modèle. Cette formulation suppose qu'il n'y a pas de chute de tension le long de l'épaisseur du RAE mais seulement dans la direction de sa longueur. Bien que cette simplification fût raisonnable à l'époque, les résultats obtenus ne semblaient pas exacts. En outre, elle ne peut être utilisée que dans le domaine fréquentiel.

H. El-Kishky *et al.* [64] ont développé une méthode pour analyser les RAEs résistifs dans le domaine temporel. Basée sur un certain nombre d'hypothèses simplificatrices, cette

méthode consiste à modéliser une barre statorique à l'aide d'un circuit électrique équivalent. Dans ce circuit, le RAE résistif et l'isolation principale sont représentés respectivement par un réseau d'impédances (résistances) en série et d'admittances (capacités) en parallèle, tel qu'illustré sur la figure II-23. La capacité de l'isolation principale est calculée à partir des spécifications techniques du fabricant de la barre statorique. El-Kishky *et al.* [80, 81] ont ensuite développé un programme MATLAB pour résoudre le problème de la non-linéarité du RAE résistif. Ce programme a ensuite été incorporé dans le modèle du circuit équivalent afin de simuler un problème dans le domaine temporel. La modélisation d'une barre statorique par un circuit équivalent a constitué un progrès significatif pour les études dans le domaine temporel. Cependant, les résultats obtenus n'ont jusqu'ici pas encore été validés expérimentalement. En outre, ces derniers sont issus de plusieurs hypothèses simplificatrices qui sont énumérées ci-dessous [53] :

- La méthode est unidimensionnelle,
- La composante normale du champ électrique est éludée à la surface du revêtement,
- Les matériaux sont homogènes et par conséquent, les valeurs de la conductivité et de permittivité sont identiques en tout point,
- L'effet de l'épaisseur du revêtement est ignoré.

Toutes ces simplifications empêchent l'utilisation de cette méthode pour une modélisation plus rigoureuse et pour des études et géométries plus complexes. En effet, certains aspects de la géométrie réelle du modèle, tels que l'épaisseur du revêtement, la zone de chevauchement, l'effet de bord et la forme géométrique d'une barre statorique ne peuvent pas être pris en compte dans une modélisation unidimensionnelle par circuit équivalent. De

même, la composante normale du champ électrique à la surface du RAE résistif ne peut être calculée. En outre, le couplage thermoélectrique des propriétés des matériaux est ignoré ou simplifié. Enfin, les influences de la température dans le contexte d'une analyse thermique sont négligées dans cette approche.

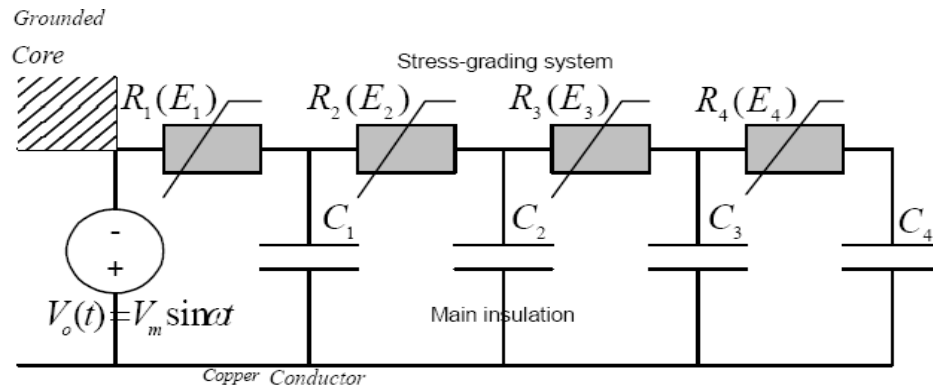


Figure II-23 : Modèle 1D d'un circuit à constantes localisées d'une barre statorique [81].

La disponibilité des logiciels commerciaux basés sur la MEF a permis de réaliser des simulations numériques complexes et ainsi éviter certaines difficultés rencontrées lors de la programmation de la MEF, notamment pour les problèmes comportant des matériaux de faibles épaisseurs ou comportant différentes épaisseurs. Ces logiciels permettent de résoudre les problèmes complexes présentant de nombreux diélectriques, des matériaux hétérogènes, des domaines complexes, des charges d'espaces distribuées et des points singuliers [82, 83]. En outre, ils comportent des dispositions spécifiques qui permettent la modélisation des couches conductrices ou diélectriques de faibles épaisseurs par l'utilisation d'une approche surfacique.

Christian Staubach *et al.* [24] ont calculé les distributions du champ électrique et de température le long d'un RAE résistif par la MEF tridimensionnelle avec le logiciel ANSYS. Le couplage thermoélectrique du modèle a été réalisé à l'aide de deux boucles de récursivité imbriquées. Dans l'étude, la géométrie réelle d'une barre statorique a été simplifiée et traitée comme le quart (1/4) d'un tube cylindrique afin d'éviter les problèmes de singularité et de divergence dans le calcul de la solution numérique. Les résultats obtenus montrent qu'il est possible d'analyser avec une très grande précision les comportements électrique et thermique des RAEs résistifs au moyen d'études numériques basées sur un logiciel utilisant la MEF. En outre, les résultats numériques obtenus ont été confirmés par des mesures expérimentales. Cependant, cette étude a été réalisée avec un tube cylindrique et non avec la géométrie réelle d'une barre statorique.

Dans une autre étude, Christian Staubach *et al.* [23] ont comparé les solutions numériques de l'étude thermoélectrique d'un RAE résistif dans les domaines temporel et fréquentiel. Les résultats obtenus montrent une similitude entre les différentes solutions obtenues aussi bien qualitativement que quantitativement. En conséquence, l'étude thermoélectrique d'un RAE résistif en régime sinusoïdal peut être effectuée dans le domaine fréquentiel sans affecter la précision des résultats. Cela permet de réduire considérablement le temps de calcul de la solution numérique. Néanmoins, pour cette étude, la géométrie réelle d'une barre statorique a été remplacée par un modèle 3D simplifié qui est présenté sur la figure II-24.

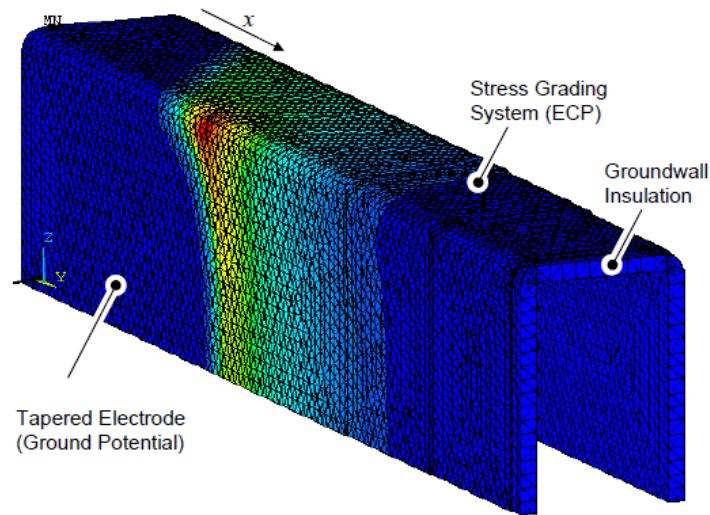


Figure II-24 : Modèle 3D simplifié d'une barre statorique [23].

Emad sharifi *et al.* [13] ont analysé les distributions de la température et du champ électrique à la surface d'un RAE par la MEF à travers le logiciel Comsol Multiphysics. Les composantes tangentielle et perpendiculaire du champ électrique ont été calculées en utilisant un modèle bidimensionnel (2D) d'une barre statorique droite présenté sur la figure II-25. L'anisotropie et la dépendance des propriétés des différents matériaux à la fréquence ont été prise en compte dans la modélisation. Bien que les résultats numériques aient montrés une certaine similitude avec les mesures expérimentales, l'étude a néanmoins été réalisée avec la géométrie simplifié d'une barre statorique droite et non la géométrie réelle, telle qu'utilisée dans les machines électriques tournantes. En effet, les spécificités (effet de bord, courbure, etc.) du modèle géométrique peuvent avoir une influence non négligeable sur la distribution du champ électrique surfacique.

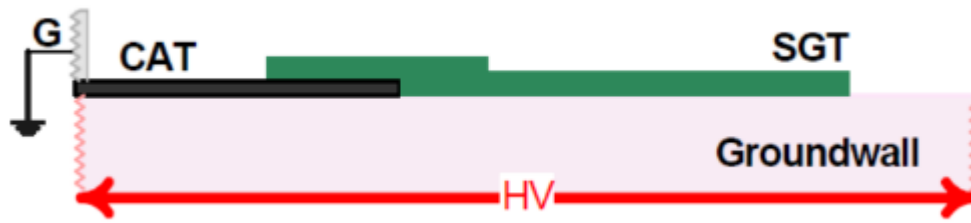


Figure II-25 : Modèle 2D d'une barre statorique [13]

II.10 Conclusion partielle

Les revêtements anti-effluves résistifs sont des composantes très importantes du système d'isolation des barres statoriques des alternateurs. Ils sont employés pour prévenir les décharges partielles à la surface de l'isolation de masse dans la partie hors encoche. Il devient par conséquent très important de disposer d'outils fiables permettant de fournir des preuves du bon fonctionnement de ces matériaux avant la mise en service des barres ou lors des opérations de maintenance. Dans la plupart des travaux antérieurs, l'évaluation des performances des matériaux anti-effluves est basée sur la détermination de la distribution surfacique du potentiel, la caractéristique V-I et la mesure de la composante tangentielle du champ électrique. Des observations suivantes peuvent être faites après l'analyse de ses différents travaux :

- Les méthodes de mesure du potentiel surfacique et de la caractéristique V-I sont des procédés indirectes car ils ne permettent pas d'obtenir directement la distribution de la composante tangentielle du champ électrique à la surface du revêtement.
- Certains des dispositifs utilisés pour la mesure du potentiel surfacique interfèrent avec l'objet testé et ne sont pas utilisables en haute fréquence.

- Seule la composante tangentielle du champ électrique a été jusqu'ici mesurée expérimentalement.
- Toutes les études numériques ont été réalisées avec des modèles simplifiés 3D ou 2D d'une barre statorique dans le but d'éviter les problèmes de convergence liés à la faible épaisseur des revêtements RC et RAE résistif.

D'après ce qui précède, il devient nécessaire de développer une méthode directe qui permette de mesurer les composantes tangentielle et normale du champ électrique à la surface d'un RAE résistif pour éviter l'apparition prématurée de DP à la surface de l'isolation de masse des barres statorique. En effet, les utilisateurs demandent de plus en plus une preuve directe de l'efficacité des RAEs présents sur les barres statoriques en raison d'une augmentation du nombre de défaillances des alternateurs causés par la mauvaise qualité des revêtements anti-effluves conduisant à une dégradation prématurée de ces derniers. Ainsi, Tremblay *et al.* [84] ont mis en évidence l'apparition prématurée de la présence de DP à la surface de l'isolation de masse en raison de la mauvaise qualité du RAE résistif, tel qu'illustré sur la figure II-26.

De plus, en raison des spécificités géométriques d'une barre statorique (effet de bord, courbure, etc.) susceptibles d'influencer les distributions des composantes du champ électrique, il devient important de pouvoir conduire une étude numérique avec un modèle tridimensionnelle (3D) basé sur la géométrie réelle d'une barre statorique. En outre, du fait de la faible épaisseur (dixième de millimètre) des RAEs résistifs, une simplification du modèle 3D permettant de conserver les spécificités majeures de la géométrie devra être

proposée afin d'éviter les problèmes d'instabilités numériques et de réduire le temps de simulation.



Figure II-26 : Signe de la présence de DPs après quatre années de service d'une barre statorique [84].

CHAPITRE III

MATÉRIELS ET MÉTHODES

III.1 Introduction

Ce chapitre présente l'ensemble du matériel utilisé et des procédures employées pour l'atteinte des différents résultats qui ont été présentés dans ce travail. Ce chapitre commence donc par la présentation des barres statoriques avec lesquelles les différents tests ont été réalisés. Ensuite, les procédures et les montages pour la mesure du champ électrique à la surface de barre sont discutées. Enfin, les méthodes numériques pour la modélisation thermoélectrique des barres statoriques sont décrites.

III.2 Les barres statoriques utilisées

L'ensemble des mesures expérimentales réalisées dans ce travail de recherche a été conduit avec une barre statorique de 13,8 kV du manufacturier Alstom qui est présentée sur la figure III-1. Le revêtement anti-effluves de la barre d'une section rectangulaire de 13 mm × 57 mm est à base de ruban de carbure de silicium (SiC). La barre statorique utilisée dans le cadre de ce travail a été fournie par l'IREQ. Elle est identique à celles utilisées dans les groupes turbo-alternateurs des centrales hydroélectriques d'Hydro-Québec (HQ).

En raison des spécificités géométriques (effet de bord, courbure, etc.) et des procédures de fabrication, il est judicieux d'utiliser une barre statorique réelle pour les mesures expérimentales. En effet, l'effet de bord et la courbure peuvent influencer la distribution du champ électrique tandis que les procédures de fabrication peuvent affecter les propriétés diélectriques des différentes composantes du système d'isolation.

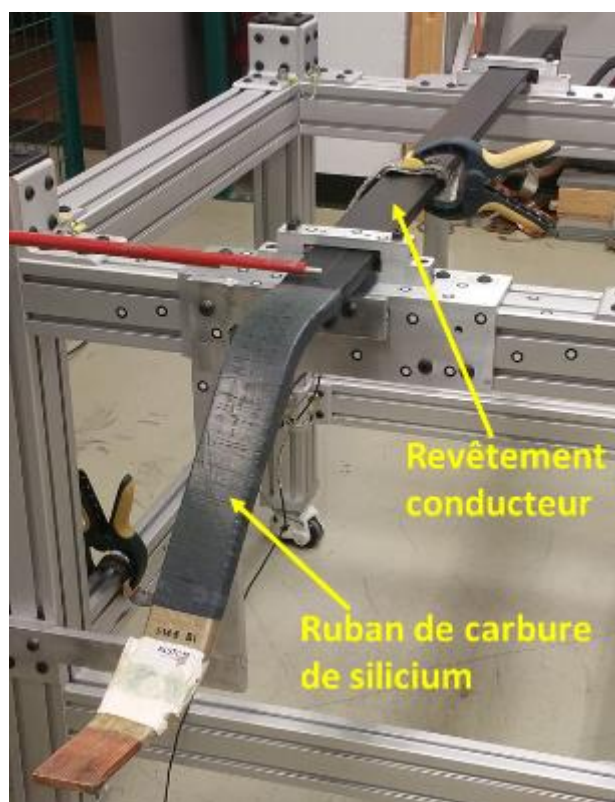


Figure III-1 : Barre statorique au carbure de silicium (SiC)

III.3 Mesure de la conductivité électrique du revêtements anti-effluves au SiC

Pour les basses fréquences (jusqu'à 100 Hz), la conductivité électrique en courant continu et la permittivité diélectrique relative du revêtement anti-effluves sont les paramètres les plus importants à prendre en compte dans une modélisation numérique, tel que décrit à la section II.6.2. En outre, l'anisotropie de ces matériaux est négligée à la fréquence de 60 Hz [85].

Les fabricants des RAEs fournissent généralement des valeurs de conductivité électrique en courant continu en vue de leur classification. Cependant, ces valeurs ne peuvent être utilisées directement pour les caractériser. En effet, la manière de disposer les RAEs sur l'isolation de masse et le processus IVP modifient fortement leurs propriétés électriques [9, 48]. En outre, la géométrie spécifique des barres statoriques conduit à une inhomogénéité de l'épaisseur des RAEs pouvant affecter les propriétés électriques de ceux-ci. Pour toutes ces raisons, et pour une étude numérique plus rigoureuse, il convient de mesurer la conductivité électrique en courant continu des RAEs en utilisant une barre statorique réelle, c'est-à-dire conforme aux normes de fabrication de celle-ci.

III.3.1 Principe de la mesure

Basée sur la norme ASTM D257-99 [86], la mesure de la conductivité électrique en courant continu d'un RAE a été réalisée en appliquant différents niveaux de tension continu (2 à 10 kV par pas de 2 kV) entre deux électrodes pendant une durée de temps prédéterminée (1000 secondes pour le temps de charge et 1000 secondes pour le temps de

décharge). Les 1000 secondes permettent l'annulation des autres composantes du courant pour ne garder que le courant de conduction. Pendant la durée de l'application de la tension (temps de charge), les valeurs du courant électrique sont mesurées puis enregistrées de façon continue à l'aide d'un électromètre. La superposition des périodes de charge et décharge (tel qu'illustré sur la figure III-2) permet l'annulation du courant de déplacement pour ne conserver que le courant de conduction à partir duquel, la conductivité électrique est déterminée.

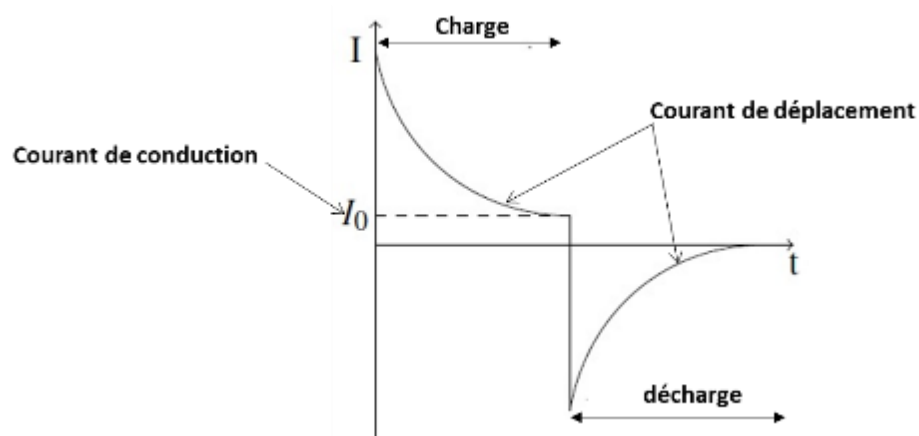


Figure III-2 : Courant de conduction et de déplacement

Les figures III-3 et III-4 présentent respectivement les montages de principe simplifié et expérimental pour la mesure de la conductivité électrique en courant continu d'un revêtement anti-effluves. Le banc utilisé pour la mesure de la conductivité électrique est se trouve à l'IREQ.

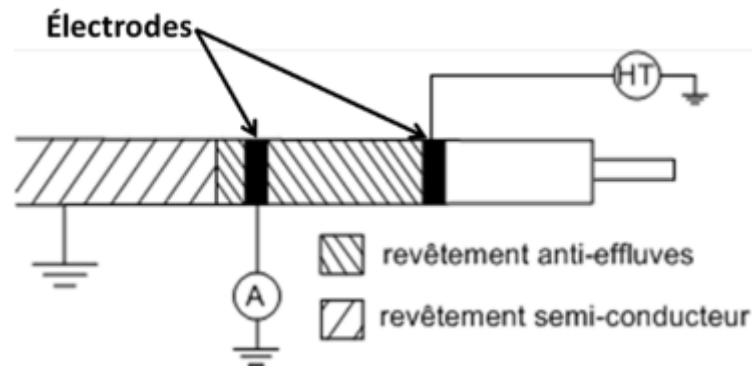


Figure III-3 : Schéma de principe pour la mesure de la conductivité d'un revêtement anti-effluves

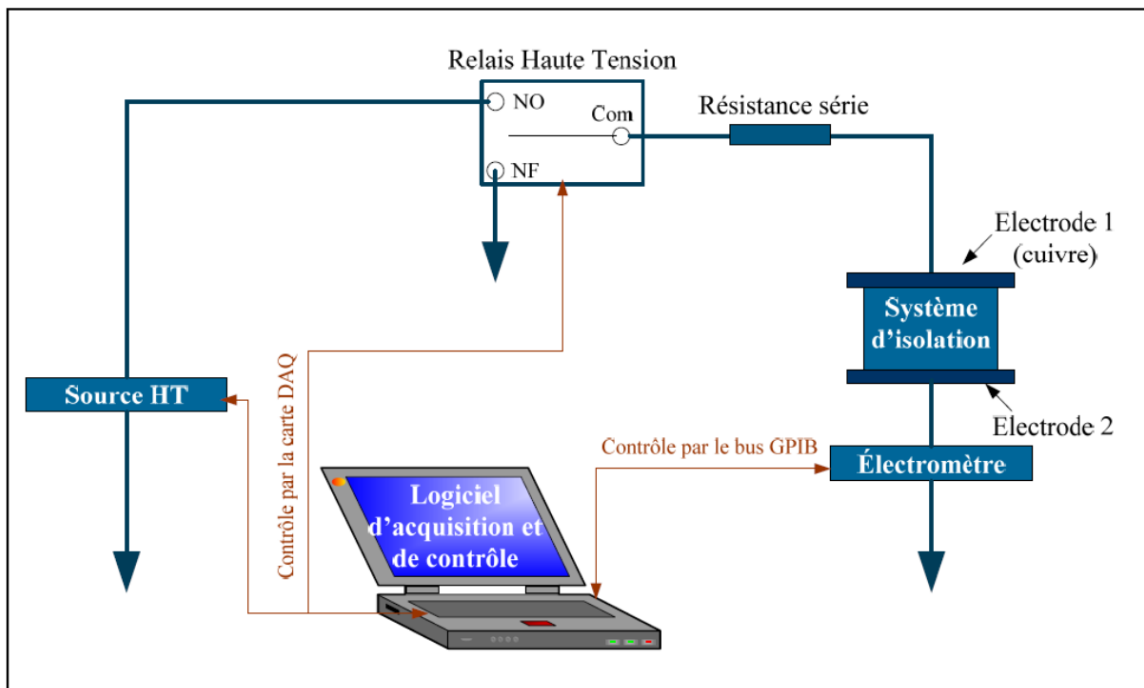


Figure III-4 : Présentation du montage expérimental de l'IREQ utilisé pour la mesure de la conductivité électrique des revêtements anti-effluves au SiC.

III.3.2 Exploitation des résultats

À partir des résultats obtenus, la valeur moyenne du courant électrique pour les 100 derniers points de mesure (pendant le temps de charge) et pour chaque niveau de tension a été déterminée. Ensuite, la résistance surfacique R_s a été calculée pour chaque niveau de tension en utilisant l'équation suivante :

$$R_s = \frac{V}{I_{moy}} - R_{serie} \quad (3.1)$$

Avec I_{moy} le courant moyen et R_{serie} la résistance série

À partir des valeurs de résistance R_s , la résistivité surfacique pour chaque niveau de tension a été déterminée en utilisant l'équation suivante :

$$\rho_s = R_s \frac{l}{L} \quad (3.2)$$

L et l désignent respectivement la distance entre les électrodes et la circonférence des électrodes

Étant donné que l'objectif est d'exprimer la conductivité électrique en fonction du champ électrique, les équations 3.3 et 3.4 ont été utilisées respectivement pour le calcul de la conductivité électrique et du champ électrique.

$$\sigma_s = \frac{1}{\rho_s} \quad (3.3)$$

$$E = \frac{V}{L} \quad (3.4)$$

Avec ρ_s la résistivité surfacique donnée par l'équation 3.2.

III.4 Mesure du champ électrique

Tel présenté dans le chapitre 2, le champ électrique à la surface des RAEs résistifs a été déterminé jusqu'ici par des méthodes indirectes qui sont sources de beaucoup d'erreurs (appareils de mesure intrusif, méthode de mesure indirecte). Dans ce travail de recherche, les composantes tangentielle et normale du champ électrique ont été mesurées par une méthode directe en utilisant un capteur EO basé sur l'effet Pockels [87, 88]. Ce capteur, développé par le laboratoire IMEP-LAHC est commercialisé par la société Kapteos, permet de mesurer indépendamment et de manière déportée les différentes composantes du champ électrique [17, 20]. Ce capteur, disponible à l'Université du Québec à Chicoutimi, a été utilisé dans plusieurs projets de recherche impliquant des mesures précises et déportées du champ électrique autour d'appareils haute tension, tel que rapportés dans plusieurs travaux antérieurs [17, 20].

III.4.1 Principe de fonctionnement du capteur EO

Le capteur EO employé dans ce travail utilise l'effet Pockels qui se manifeste par une modification des principaux indices de réfraction du cristal EO biréfringent induite par le champ électrique. En effet, un cristal EO se comporte comme une lame d'onde pour un faisceau laser le traversant [20]. Ainsi, sous un champ électrique appliqué, le déphasage induit par la lame d'onde est modifié proportionnellement à l'intensité du champ en raison de la variation des indices de réfraction du cristal EO. Une unité de traitement optoélectronique permet d'analyser l'état de polarisation de l'onde optique (faisceau laser)

traversant le cristal pour délivrer un signal électrique qui est directement proportionnel à la composante du champ électrique sondée.

III.4.2 Principaux éléments du capteur EO

Le capteur EO est composé de trois principaux éléments (figure III-5) à savoir :

- Une source optique (faisceau laser),
- Une sonde de mesure fibrée transformant le champ électrique à mesurer en une modulation de la polarisation du faisceau laser,
- Une unité de traitement optoélectronique permettant la conversion de la modulation de polarisation du faisceau laser en un signal électrique analogique, image du champ électrique à mesurer.

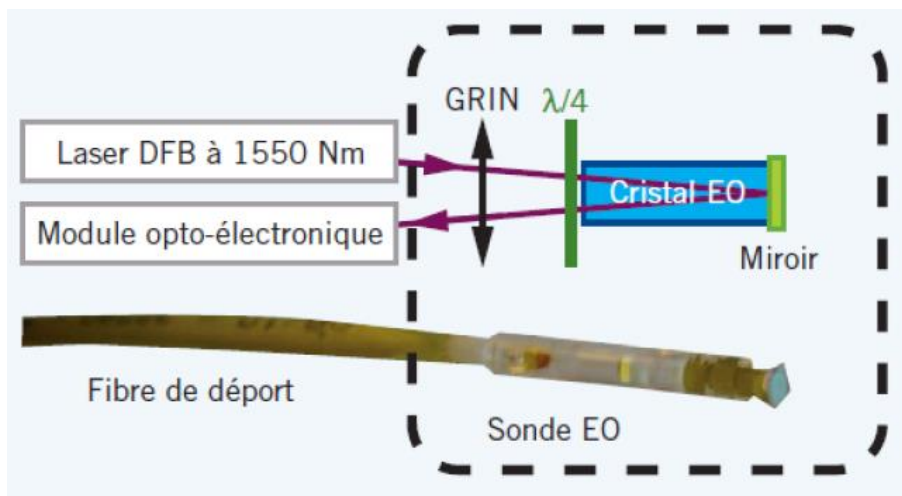


Figure III-5 : Principaux éléments de mesure du système EO [89].

III.4.2.1 La source optique

La source optique est une diode laser DFB très finement accordable en longueur d'onde autour de 1550 nm, de très faible bruit relatif en intensité ($RIN = -160 \text{ dB/Hz}$) et délivrant une puissance optique de quelques dizaines de mW [20].

III.4.2.2 La sonde de mesure

La sonde de mesure fibrée se compose d'un cristal EO qui constitue le transducteur de champ électrique. Elle comprend également une lentille à gradient d'indice (GRIN) qui permet de mettre en forme le faisceau optique au sein du capteur et une lame quart d'onde pour conférer un état de polarisation circulaire au faisceau laser à l'entrée du cristal EO [20]. Un miroir est déposé sur la face arrière du cristal afin pour le retour de l'onde optique modulée.

La conception de la sonde n'intègre pas de pièces métalliques (figure III-6). La partie active du capteur est le cristal. Le signal mesuré est véhiculé par l'onde optique à l'intérieur d'une liaison à fibre optique. Les principaux avantages de cette conception sont :

- Le champ électrique mesuré n'est pas perturbé,
- La sonde et l'unité de traitement optoélectronique peuvent être séparées jusqu'à une distance de 100 mètres avec des pertes extrêmement faibles permettant d'assurer une mesure fiable sans être impactée par les champs rayonnés.



Figure III-6 : Sonde de mesure du capteur de Kapteos

III.4.2.3 Unité de traitement optoélectronique

Dans le cas d'une modulation d'état de polarisation du faisceau laser induite par un champ électrique, l'unité de traitement optoélectronique présenté à la figure III-7 comprend des lames quart d'onde et des polarisateurs pour convertir la modulation d'état de polarisation en une variation de puissance optique. La modulation de puissance optique est ensuite convertie en signaux électroniques analogiques au moyen de photodiodes [20]. Chaque signal analogique reflète fidèlement l'évolution temporelle de la composante du champ électrique à mesurer.



Figure III-7 : Unité de traitement optoélectronique

III.4.3 Montage utilisé pour la mesure du champ électrique.

Le système de mesure mis en place à l'IREQ pour déterminer les distributions des différentes composantes du champ électrique à la surface des barres statoriques présenté à la figure III-8 est constitué des éléments suivants :

- La sonde EO : pour sonder la composante du champ électrique à mesurer,
- L'unité de traitement EO : permet de délivrer une tension électrique qui est proportionnel à la composante du champ électrique sondée,
- Le système d'acquisition,
- Le bras robotisé 3D pour déplacer la sonde,
- La barre statorique avec revêtements anti-effluves au silicium,
- La source de tension alternative,

- Deux électrodes HT pour l'application de la tension aux bornes de la barre,
- Une sonde HT pour la mesure de la tension appliquée.

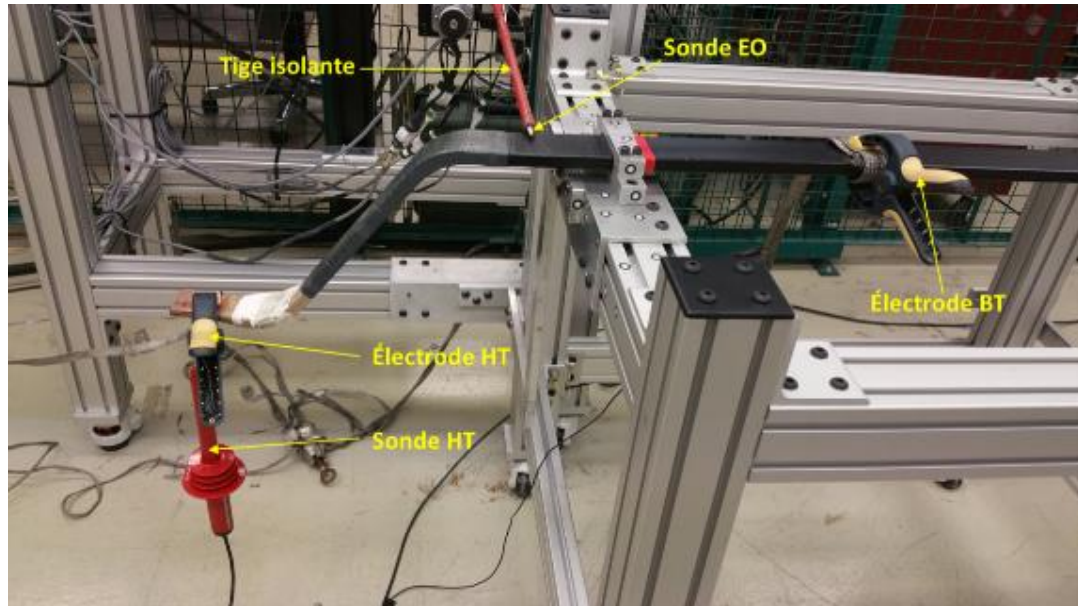


Figure III-8 : Banc de mesure de la distribution des composantes du champ électrique le long de la barre.

III.4.3.1 Le système d'acquisition

Le système d'acquisition utilisé dans ce projet de recherche permet la mesure automatique des différentes composantes du champ électrique à chaque point. Il a été conçu et mis à disposition par l'IREQ. Il est commandé à l'aide d'un ordinateur grâce à une application LABVIEW. Ce logiciel de développement d'application utilise un langage de programmation graphique (le langage G) pour créer un programme sous forme de diagrammes. Il offre des bibliothèques de fonctions (blocs programmés) capables de répondre à la plupart des besoins en programmation. En plus d'offrir des bibliothèques de

fonctions spécifiques à l'acquisition de données, il permet le pilotage d'instruments connectés.

Les formes d'ondes associées à la composante du champ électrique sondée sont affichées sur un ordinateur connecté à l'unité de traitement optoélectronique via une carte d'acquisition piloté par LABVIEW.

III.4.3.2 Source de tension

L'équipement utilisé pour appliquer la tension à la barre sous test est une source haute tension Phénix Technologies de 60 kV (figure III-9) comprenant les éléments suivants :

- Un transformateur 600 V / 60 kV,
- Un régulateur 600 V – 75 A

La tension a été appliquée entre le conducteur en cuivre et le revêtement conducteur, tel qu'illustré à la figure III-8.

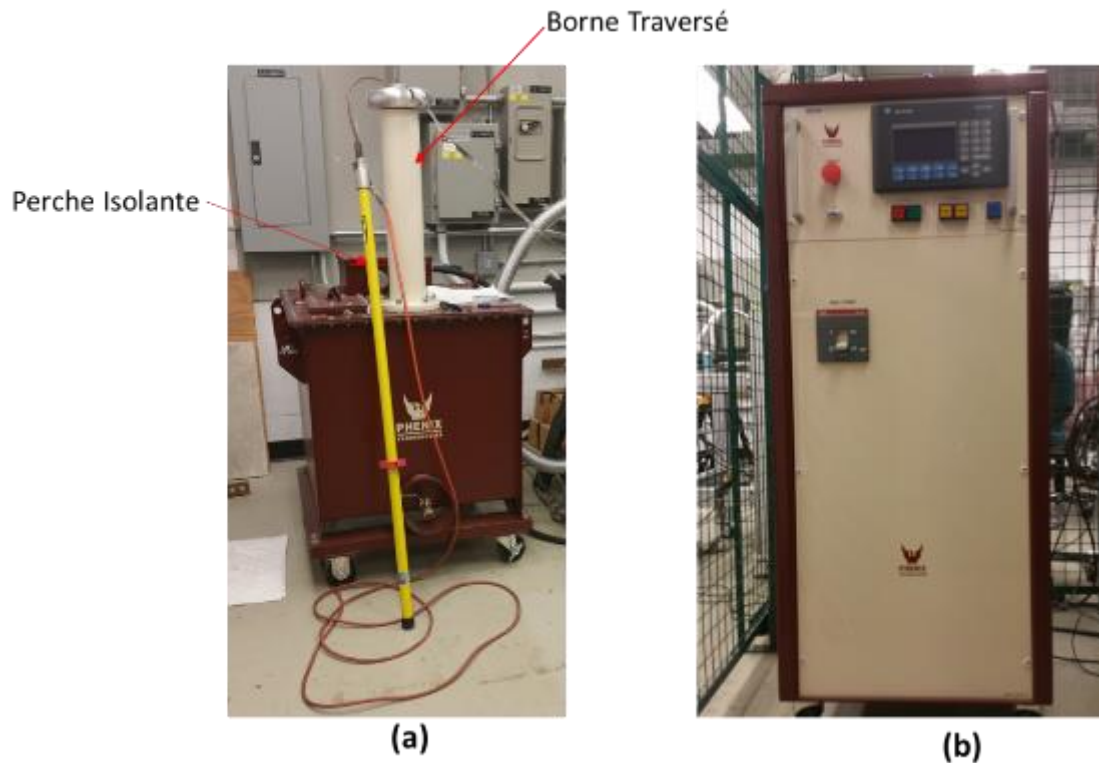


Figure III-9 : Transformateur (a) et régulateur (b) Phenix Technologies

III.4.3.3 Bras Robotisé

Dans le but de réaliser une cartographie complète et rapide du champ électrique, le déplacement de la sonde a été automatisé. Cette opération a été réalisée via un bras robotisé (figure III-10) piloté par un programme développé sous LABVIEW. En plus de permettre le déplacement de la sonde suivant trois axes (x, y et z), le bras robotisé est également capable d'effectuer une orientation de la sonde EO. Cela permet ainsi de toujours respecter la direction de la composante du champ mesurée indépendamment de la forme géométrique de la barre.

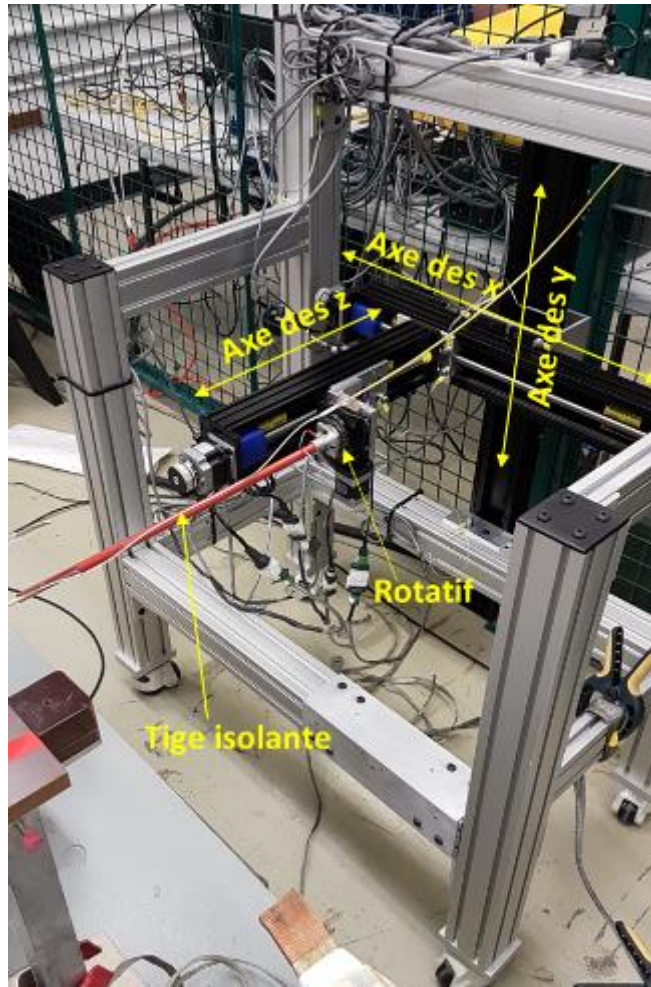


Figure III-10 : Bras robotisé pour le déplacement de la sonde

III.4.4 Principe de mesure du champ électrique

III.4.4.1 Étalonnage de la sonde

Afin de s'assurer que les valeurs de champ mesurées sont exactes, un étalonnage préliminaire de la sonde a été réalisé afin de déterminer la relation entre le champ fourni par le capteur et le champ théorique à l'aide d'un montage avec deux électrodes (12 cm de diamètre) plan-plan. Les électrodes plan-plan ont été positionnées à 100 mm l'une de l'autre et la sonde EO placée au centre des deux électrodes à l'aide d'une tige isolante, tel

qu'illustré à la figure III-11. L'objectif recherché étant d'une part, de vérifier la linéarité du capteur et d'autre part, de déterminer le facteur de calibration s'il n'est pas directement disponible lors de la lecture. Pour ce faire, différents niveaux de tension (entre 2kV et 18 kV) ont été appliqués. Ensuite, la tension (champ électrique) mesurée avec la sonde EO a été comparée à la tension mesurée avec une sonde HT (champ électrique théorique) pour chaque niveau de tension.

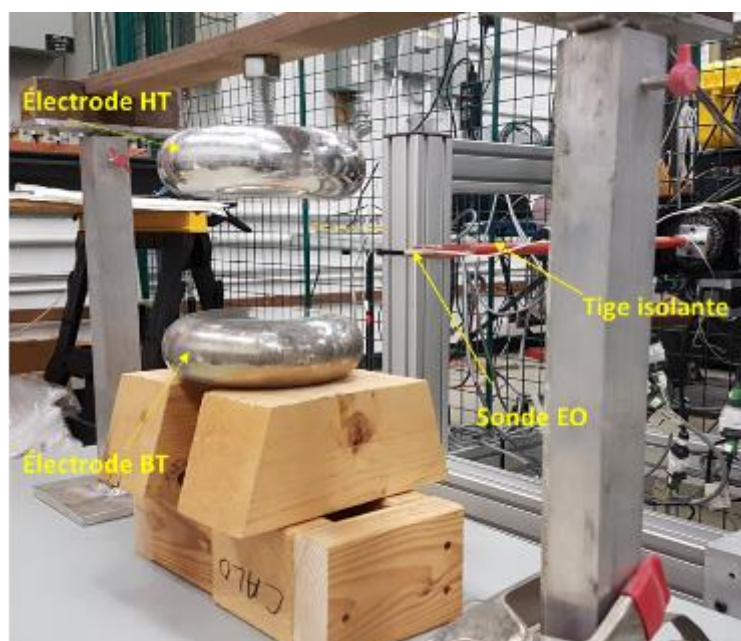


Figure III-11 : Montage électrodes plan-plan

III.4.4.2 Mesure des composantes du champ électrique le long d'une barre statorique réelle

Les mesures des différentes composantes du champ électrique à la surface d'une barre statorique réelle ont été réalisées suivant trois (3) lignes qui sont illustrées sur les figures III-12 et III-13.

Après avoir réalisé le schéma du montage, l'ensemble est mis sous tension. Pour chaque point de mesure, la valeur de la composante normale ou tangentielle du champ

électrique mesurée est obtenue en multipliant la valeur efficace du signal délivré par l'unité de traitement optoélectronique (V) avec le facteur d'antenne (FA), tel que présenté par l'équation (3.5). La valeur du FA utilisé est celle qui a été déterminée lors du processus d'étalonnage de la sonde EO présenté dans la section précédente.

$$E[V/m] = AF[m^{-1}] \times V[V] \quad (3.5)$$

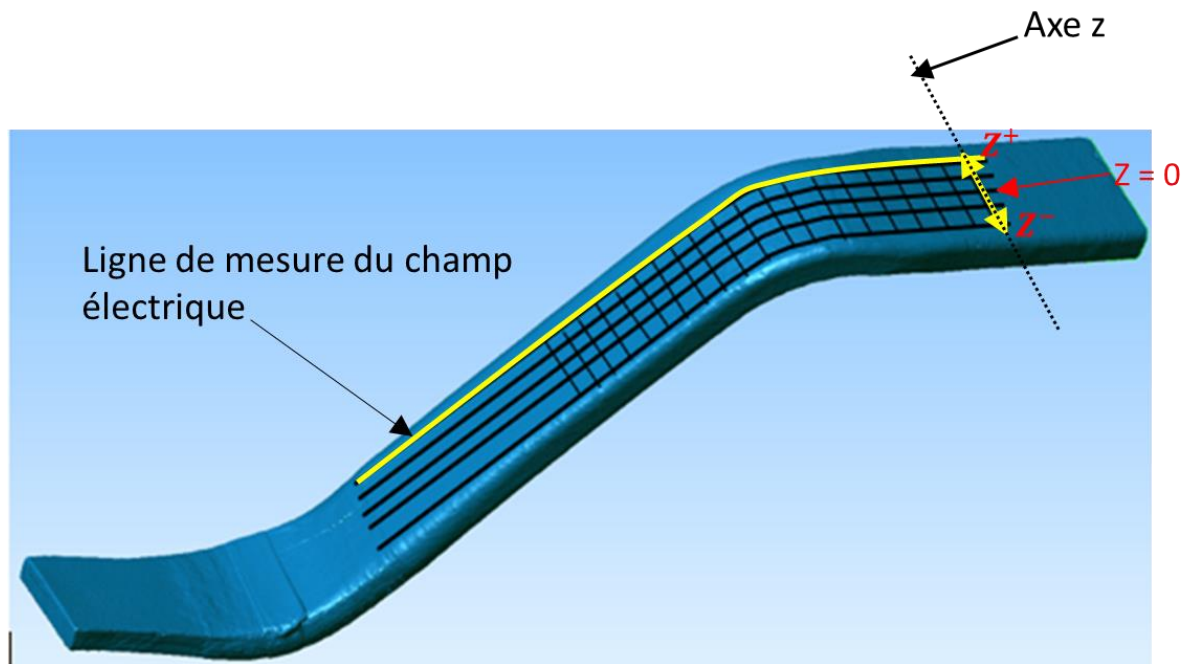


Figure III-12 : Position des points pour la cartographie du champ électrique

Les lignes de mesure du champ électrique sont situées à 5 mm de la surface de la barre statorique.

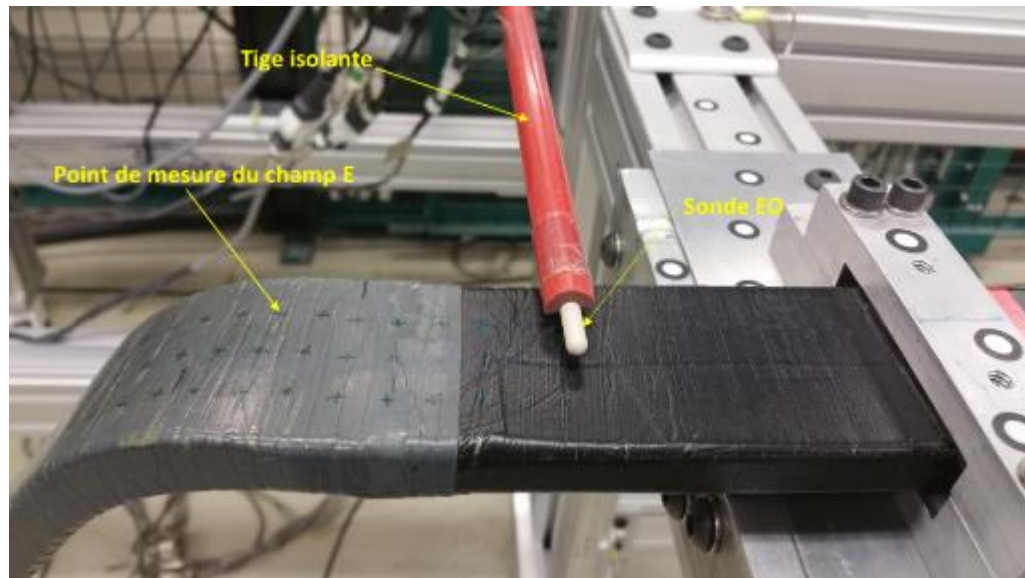


Figure III-13 : Position des points sur la barre pour la cartographie du champ électrique

Il est à noter que le positionnement de la sonde EO en fonction de la composante du champ électrique à mesurer est assuré grâce à un trait noir présent sur la sonde. Ce repère doit être positionné perpendiculairement à l'orientation de la composante du champ électrique à mesurer, tel que présenté sur la figure III-14.

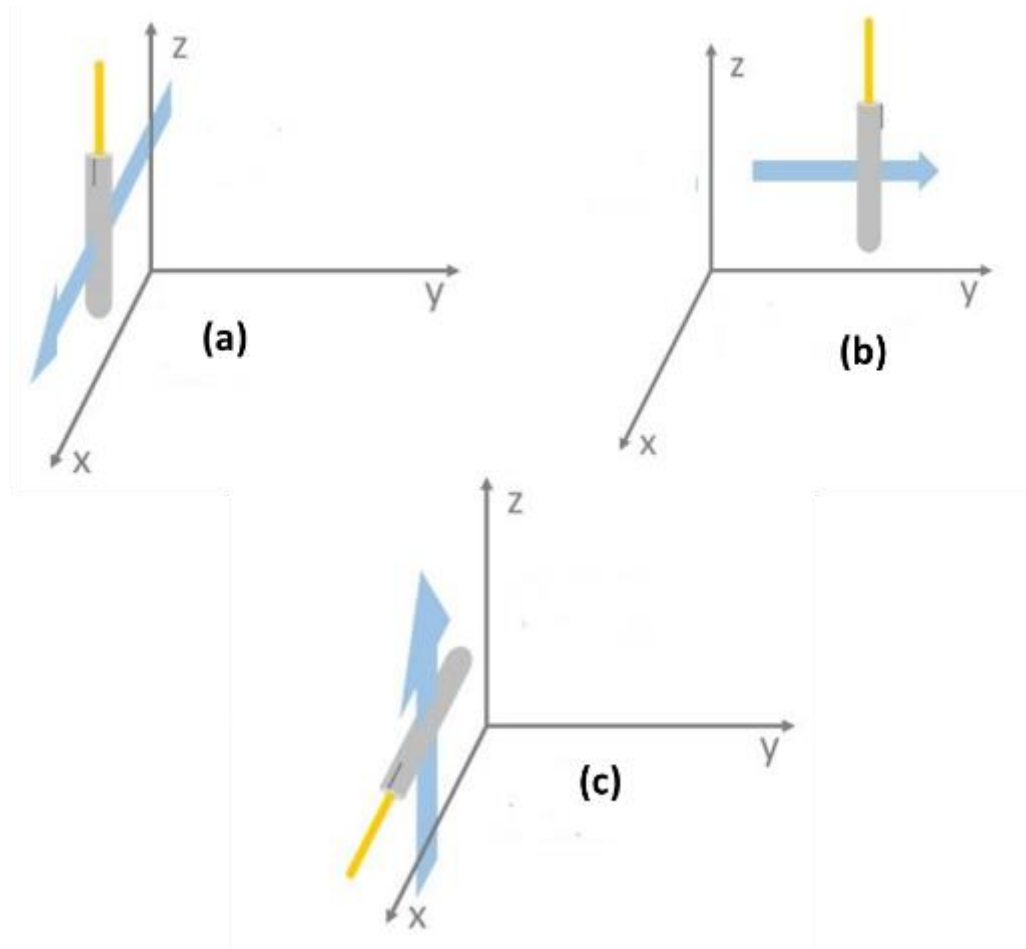


Figure III-14 : Illustration de l'orientation de la sonde en fonction de la composante du champ E à mesurer : (a) Mesure de E_x le long de l'axe x , (b) Mesure de E_y le long de l'axe y et (c) Mesure de E_z le long de l'axe z .

III.5 Modélisation numérique d'une barre statorique

La modélisation numérique est devenue de nos jours incontournable dans le domaine de la recherche. Elle permet d'étudier l'influence de plusieurs paramètres, rapidement avec des moyens beaucoup moins coûteux que ceux requis pour des études expérimentales. En outre, la modélisation numérique permet de faire une étude prédictive sur le fonctionnement d'un système. Cette section présente la méthode utilisée dans le cadre de ce projet de recherche pour l'étude numérique thermoélectrique d'une barre

statorique comportant un revêtement anti-effluves résistif non linéaire. L'étude a été réalisée dans le domaine temporel sous une tension sinusoïdale de fréquence 60Hz.

Les méthodes numériques les plus utilisées dans les travaux antérieurs sont la méthode du circuit équivalent, la méthode des différences finies et la méthode des éléments finis. Bien que chaque méthode présente des avantages, la MEF semble la plus appropriée pour résoudre les problèmes de géométries complexes comportant des matériaux non linéaires et des couches minces [90].

Grâce au développement de l'informatique, de nombreux logiciels commerciaux basés sur la MEF tels que COMSOL, ANSYS, etc. ont ouvert de nouvelles possibilités dans la simulation numérique. Ces logiciels comportent de nombreux modules spécifiques pour plusieurs domaines de l'ingénierie et offrent des interfaces conviviales.

En raison de leurs nombreux avantages, les applications de ces puissants logiciels de simulation numérique sont de plus en plus répandues. Dans le cadre de ce projet de recherche, le logiciel commercial Comsol Multiphysics® a été utilisé pour analyser les performances thermoélectriques des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques des machines tournantes électriques.

III.5.1 Principe de la modélisation numérique

Le logiciel commercial Comsol Multiphysics® utilisé dans ce travail est basé sur la MEF. L'étude des distributions du champ électrique et de la température à la surface d'une barre statorique a été réalisée en associant deux différents modules : les modules du

courant électrique et de transfert de chaleur dans les solides. Ces deux modules ont été ensuite couplés en utilisant les pertes par effet Joule issues de l'étude électrique comme source de chaleur dans le module de transfert de chaleur pour l'étude thermique.

III.5.1.1 Calcul du champ électrique

Le calcul du champ électrique est basé sur la résolution des équations (3.6) et (3.7) de Maxwell.

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (3.6)$$

$$\nabla \times \vec{H} = \sigma \vec{E} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (3.7)$$

Les dimensions des différentes composantes du système d'isolation des barres statoriques étant très faibles par rapport à la longueur d'onde du champ électromagnétique, le calcul du champ électrique peut être considéré comme un problème quasi-statique (EQS) [90]. Par conséquent, le champ électrique peut être découplé du champ magnétique, ce qui signifie que le champ électrique est exprimé uniquement en fonction du gradient du potentiel électrique, tel que présenté par l'équation 3.8.

$$\vec{E} = -\nabla V \quad (3.8)$$

Par ailleurs, en combinant les équations de continuité (équation 3.9), la loi de Gauss (équation.3.10) et la relation constitutive (équation 3.11), le calcul de la distribution du champ électrique se fait par la résolution de l'équation (3.12) à travers le logiciel Comsol Multiphysics®.

$$\nabla \cdot J + \frac{\partial \rho_V}{\partial t} = 0 \quad (3.9)$$

$$\nabla \cdot D = \rho_V \quad (3.10)$$

$$\vec{D} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \vec{E} \quad (3.11)$$

$$-\nabla \cdot \frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon_0 \varepsilon_r \nabla V) - \nabla \cdot (\sigma \nabla V) = 0 \quad (3.12)$$

Tel que présenté dans la littérature, la conductivité électrique σ dans l'équation (3.12) peut être une fonction de la fréquence, du champ électrique et de la température. Cependant, d'après la littérature, aucune dépendance de la conductivité des revêtements anti-effluves à la fréquence n'a été prouvée pour les basses fréquences (inférieures à 100 Hz) [71].

D'après ce qui précède, la conductivité électrique a été considérée uniquement comme une fonction non linéaire du champ électrique dans cette étude, tel que décrite par l'équation 2.9 à la section II.6.2

III.5.1.2 Calcul de la distribution de la température

La distribution de la température est déterminée par la résolution de l'équation générale de transfert de chaleur dans les solides en prenant comme source de chaleur dans chaque domaine les pertes par effet joule issues de l'étude électrique [22]. Le transfert de chaleur dans les solides est décrit en général par l'équation 3.13.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k \nabla T) = Q - \rho C_p u \cdot \nabla T \quad (3.13)$$

À l'état stationnaire ($\frac{\partial T}{\partial t} = 0$) et en négligeant la convection (forcée, naturelle, ...) ($u = 0$), le transfert de chaleur de chaque sous-domaine vers le milieu environnant est gouverné par l'équation 3.14.

$$\nabla \cdot (-k \nabla T) = Q \quad (3.14)$$

La source de chaleur Q_i à l'intérieur de chaque sous-domaine qui, comme indiqué précédemment, provient uniquement des pertes par effet Joule issues de l'étude électrique, est déterminée par l'équation 3.15. En effet, aux basses fréquences, les pertes diélectriques dans les différents milieux peuvent être négligées [22].

$$Q_i = \sigma_i \vec{E} \cdot \vec{E} = \sigma_i |\nabla V|^2 \quad (3.15)$$

III.5.2 Développement d'un modèle thermoélectrique 2D axisymétrique d'une barre statorique simplifiée

La contrainte électrique à la surface de l'isolation d'une barre statorique étant principalement tangentielle, il est parfaitement convenable d'utiliser un cylindre pour la modélisation numérique d'une barre statorique. Par conséquent, un modèle numérique 2D axisymétrique peut être utilisé pour l'étude thermoélectrique d'une barre statorique.

Afin d'éviter les problèmes d'instabilité numérique en raison de la faible épaisseur (dixième de millimètre) et de la non-linéarité du RAE, en particulier dans un régime temporel, une étude comparative a été réalisée entre l'approche surfacique et l'approche volumique. L'objectif étant de proposer une simplification du modèle numérique 2D axisymétrique d'une barre statorique. Les dimensions géométriques utilisées pour la

conception des deux modèles (volumique et surfacique) sont présentées dans le tableau III-1.

Tableau III-1 : Dimensions géométriques des modèles 2D axisymétrique de la barre statorique [91].

| Matériaux | Dimensions r (mm) |
|----------------------|---------------------|
| Conducteur | 8 |
| Isolation principale | 10 |
| RAE | 10,48 |
| RC | 10,62 |
| Stator | 30,62 |

III.5.2.1 Approche volumique

Dans l'approche volumique, les revêtements conducteur et anti-effluves sont physiquement présents dans le modèle géométrique. Les distributions du champ électrique et de la température sont déterminées respectivement par la résolution des équations (3.12) et (3.14) en utilisant le modèle géométrique de la figure III-15.

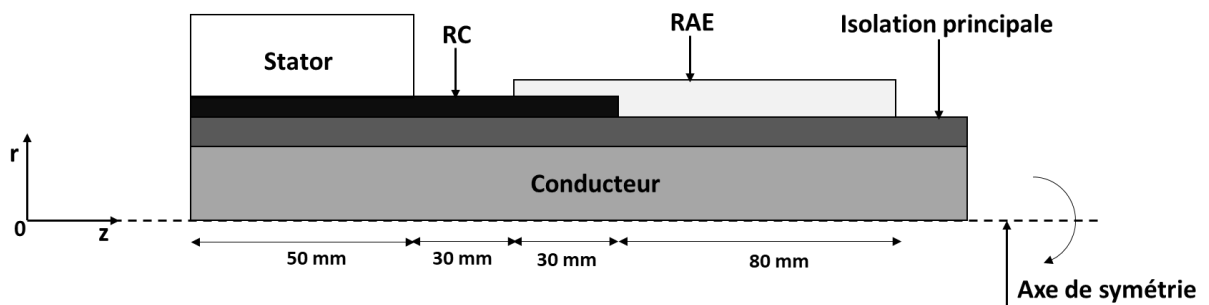


Figure III-15 : Modèle 2D axisymétrique d'une barre statorique pour l'approche volumique

III.5.2.2 Approche surfacique

III.5.2.2.1 Nécessité de l'approche surfacique

Les régions partiellement conductrices telles que les revêtements (anti-effluves et conducteur) ou les surfaces contaminées sont généralement de faibles épaisseurs (dixième de millimètre). Par conséquent, l'utilisation d'une formulation normale d'éléments finis pour les modéliser en prenant en compte leur épaisseur conduit à une instabilité numérique (problème de convergence en raison des rapports dimensionnels importants) et un temps de simulation plus long, en particulier dans un régime non linéaire et temporel dans les domaines 2D axisymétrique et 3D. Pour cette raison, une formulation surfacique a été introduite pour ces couches minces partiellement conductrices. Elle consiste à affecter à l'élément surfacique qui n'est pas physiquement représenté dans le modèle géométrique, les propriétés du matériau de la couche mince partiellement conductrice. Cela permet de prendre en compte ces matériaux tout en évitant les problèmes de convergence numérique que leur présence physique induirait. En outre, étant donné que le matériau de couche mince est absent physiquement dans le modèle géométrique dans une approche surfacique, le nombre d'éléments du maillage est considérablement réduit, conduisant ainsi à une diminution drastique du temps de calcul de la solution numérique.

III.5.2.2.2 Mise en œuvre de l'approche surfacique

Dans l'approche surfacique, des surfaces conductrices et semi-conductrices ont été utilisées pour modéliser la présence des RAE et RC. Cela se fait à travers des conditions aux limites spécifiques d'interface présentes dans le logiciel de simulation utilisé dans ce travail.

En effet, lorsque l'épaisseur d'un matériau devient faible, les densités de courant de conduction et de déplacement peuvent être considérées comme uniforme sur toute l'épaisseur. Sur la base de cette hypothèse et tel que proposé dans [92], la distribution du champ électrique dans les RAE et RC est déterminée par l'équation (3.16) tandis qu'elle est déterminée par l'équation (3.12) pour les autres domaine du modèle géométrique.

$$\nabla \cdot (J_s) + \frac{\partial}{\partial t} (D_{n1} + D_{n2}) = 0 \quad (3.16)$$

avec J_s la densité surfacique de courant et D_n le déplacement électrique normal.

L'équation (3.16) est implémentée comme condition aux limites d'interface entre l'isolation principale et le milieu environnant. Cette condition aux limites spécifique est disponible dans le logiciel Comsol Multiphysics®.

Pour le calcul de la température, les RAE et RC ont été considérés comme des couches hautement conductrices thermiquement. En effet, ces matériaux sont des couches minces et de bon conducteurs thermiques, permettant ainsi l'application de la théorie des couches hautement conductrices thermiquement [93]. Cette hypothèse offre la possibilité de modéliser le transfert de chaleur dans les couches minces, sans avoir besoin de les représenter physiquement dans le modèle géométrique et de créer un maillage spécifique pour elles [93].

Pour décrire le transfert de chaleur dans les couches minces (RAE et RC) présentant une conductivité électrique élevée, l'équation 3.17 a été utilisée. Pour les autres domaines du modèle géométrique, le transfert de chaleur est décrit par l'équation 3.14.

$$\nabla.(-dk\nabla T) = Q_s \quad (3.17)$$

avec k la conductivité thermique et Q_s la source de chaleur interne.

Afin de prendre en compte les spécificités du modèle réelle d'une barre statorique, dans l'approche surfacique, l'isolation principale a été scindée en quatre (4) portions différentes dont trois (3) ont été utilisées pour permettre l'implémentation des conditions aux limites représentant le RAE, le RC et la zone de chevauchement. La longueur de chacune de ces portions correspond à celle du matériau qu'elle remplace dans le modèle géométrique réel, tel qu'illustré à la figure III-16.

Pour la portion permettant d'implémenter les propriétés du RC, une condition aux limites de Dirichlet de potentiel électrique (0 V) a été utilisée pour le calcul du champ électrique. En effet d'après les résultats expérimentaux antérieurs [13, 14, 91, 94], le potentiel le long du RC est constant et égale à 0 V.

Pour la portion permettant d'implémenter les propriétés de la zone de chevauchement RC/RAE, les propriétés équivalentes des deux matériaux (RC et RAE) ont été affecté à l'élément surfacique correspondant, tel que décrit plus en détail dans la section III.5.2.2.3.

Les calculs numériques des distributions du champ électrique et de la température dans le cas de l'approche surfacique ont été réalisés en utilisant le modèle géométrique présenté à la figure III-16.

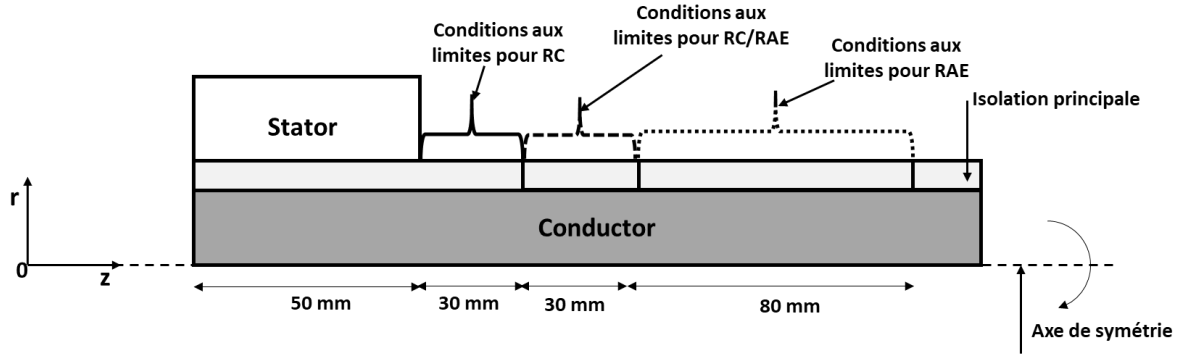


Figure III-16 : Modèle 2D axisymétrique d'une barre statorique pour l'approche surfacique

III.5.2.2.3 Conductivités électrique et thermique équivalentes dans la zone de chevauchement

H. El-Kishky *et al.* [64, 94] ont démontré qu'une barre statorique peut être modélisée à l'aide d'un circuit électrique à constantes distribuées constitué d'éléments R-C en cascade. Dans ce circuit, les revêtements conducteur et anti-effluves sont respectivement représentés par des résistances fixes et variables tandis que les condensateurs modélisent l'isolation principale, tel que présenté sur la figure III-17. Cette dernière montre que la zone de chevauchement est équivalente à deux (2) résistances en parallèle. Ainsi, les propriétés de l'élément surfacique remplaçant la zone de chevauchement peuvent être déterminées par calcul à partir de la théorie d'association des résistances qui se décrit comme suit [90] :

$$\frac{1}{R_{eq}} = \frac{1}{R_{RC}} + \frac{1}{R_{RAE}} \quad (3.18)$$

$$\frac{S_{eq} * \sigma_{eq}}{L_{eq}} = \frac{S_{RC} * \sigma_{RC}}{L_{RC}} + \frac{S_{RAE} * \sigma_{RAE}}{L_{RAE}} \quad (3.18)$$

Comme :

$$L_{eq} = L_{RC} = L_{RAE} \quad (3.19)$$

Alors, la conductivité électrique équivalente dans la zone de chevauchement est déterminée par l'équation 3.20.

$$\sigma_{eq} = \frac{S_{RC} * \sigma_{RC}}{S_{eq}} + \frac{S_{RAE} * \sigma_{RAE}}{S_{eq}} \quad (3.20)$$

De même, en utilisant l'analogie électrique et thermique, la conductivité thermique équivalente dans la zone de chevauchement est déterminée par l'équation 3.21.

$$k_{eq} = \frac{S_{RC} * k_{RC}}{S_{eq}} + \frac{S_{RAE} * k_{RAE}}{S_{eq}} \quad (3.21)$$

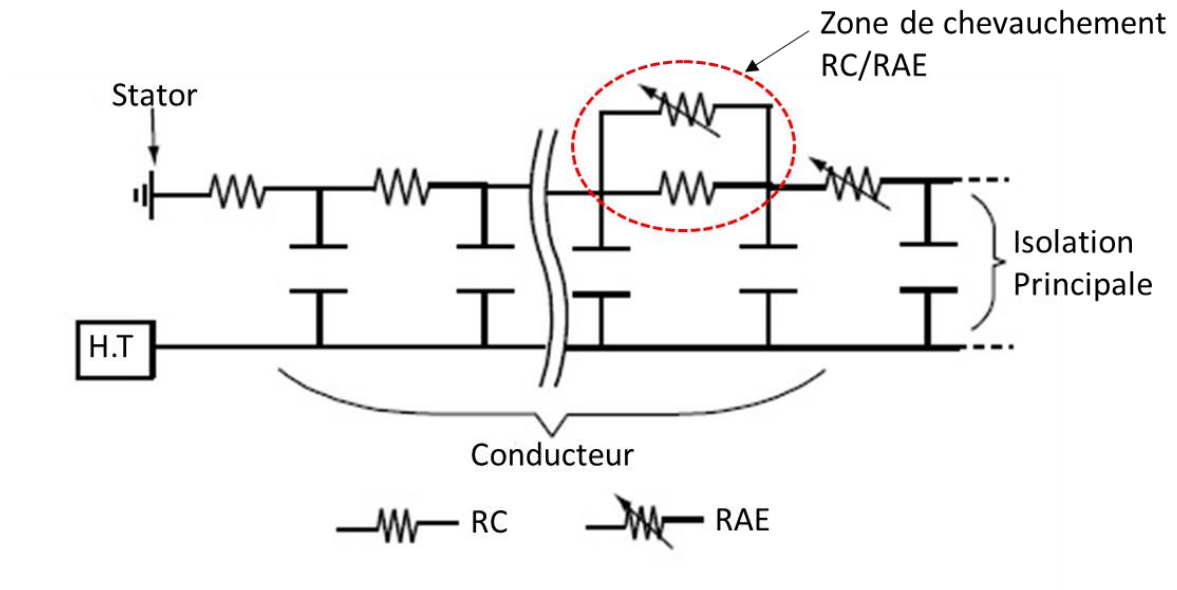


Figure III-17 : Circuit équivalent d'une barre statorique.

III.5.3 Développement d'un modèle tridimensionnel (3D) thermoélectrique d'une barre statorique plate

Compte tenu de la géométrie spécifique des barres statoriques, la prise en compte des effets de bord dans la distribution du champ électrique et de la température nécessite une étude tridimensionnelle (3D). Dans un premier temps, un modèle 3D simplifié d'une barre statorique dénommé « barre statorique plate » a été développée. Ce modèle de barre « plate » correspond en fait à une barre réelle avec les mêmes dimensions géométriques mais qui aurait été étirée afin d'éliminer les courbures. Le modèle 3D « plate » de la barre permet ainsi de prendre uniquement en compte les effets de bord. Ce dernier a également permis de comparer l'effet des courbures présentes sur la barre réelle sur les distributions des composantes tangentielle et normale du champ électrique. L'étude comparative entre les approches volumique et surfacique pour le calcul des distributions de la température et des composantes du champ électrique a été réalisée en utilisant respectivement les modèles présentés sur les figures III-18 et III-19.

Le calcul des distributions de la température et du champ électrique a été réalisé selon les mêmes procédures détaillées dans la section III.5.2.

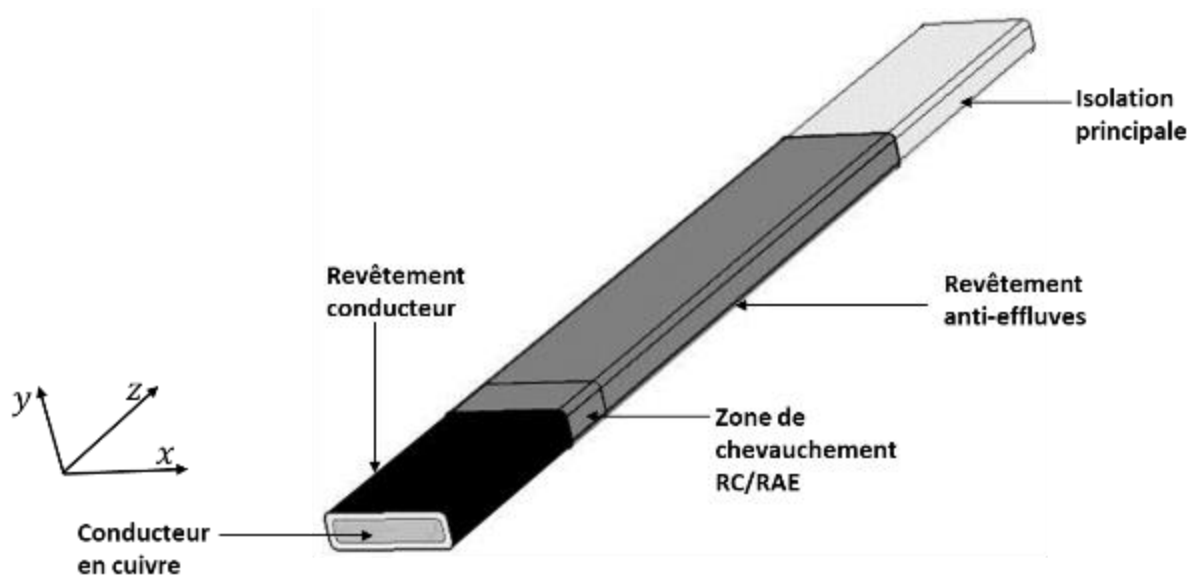


Figure III-18 : Modèle 3D d'une barre plate utilisé dans l'approche volumique.

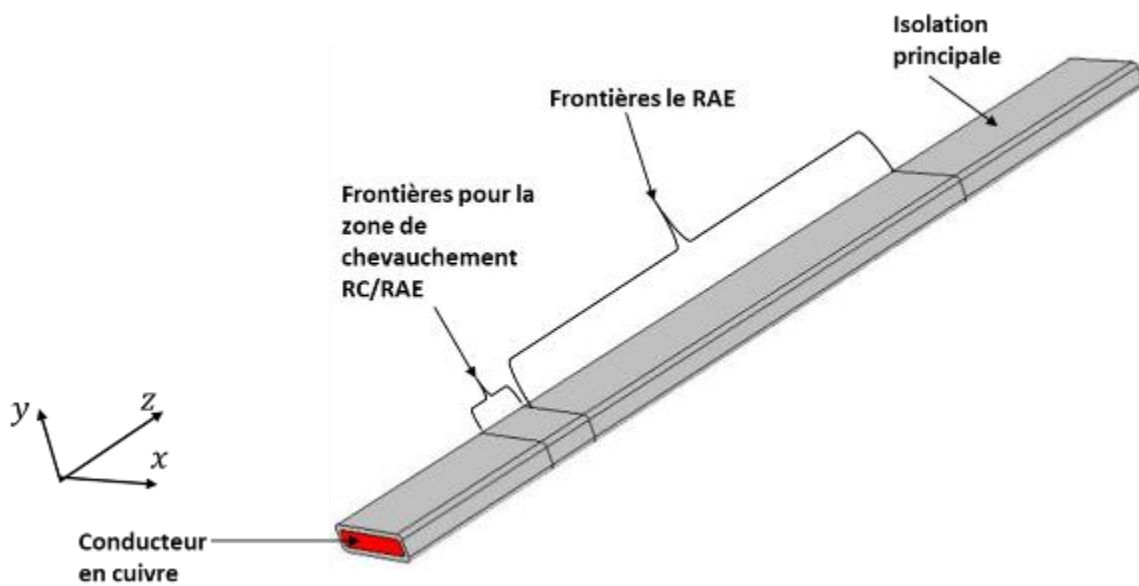


Figure III-19 : Modèle 3D d'une barre plate utilisé dans l'approche surfacique.

III.5.4 Développement d'un modèle tridimensionnel (3D) thermoélectrique d'une barre statorique réelle

Compte tenu de la géométrie spécifique des barres statoriques, la prise en compte des effets de bord et des courbures sur la distribution du champ électrique nécessite une étude tridimensionnelle (3D) en utilisant la géométrie réelle de la barre.

Le modèle 3D thermoélectrique qui a été développé pour cette étude représente une portion d'une barre statorique de 13,8 kV. En effet, en raison de la symétrie d'une barre statorique, telle qu'illustrée sur la figure III-20, seule une portion de la barre a été modélisée. Ceci permet de réduire la taille du modèle géométrique et le nombre d'éléments utilisé pour le maillage. Les figures III-21 et III-22 représentent respectivement les modèles numériques tridimensionnels utilisés pour l'étude thermoélectrique d'une barre statorique avec l'approche volumique et l'approche surfacique. Le tableau III-2 présente les dimensions des différents matériaux. Le calcul des distributions de la température et des composantes du champ électrique a été réalisé selon les mêmes procédures détaillées dans la section III.5.2.

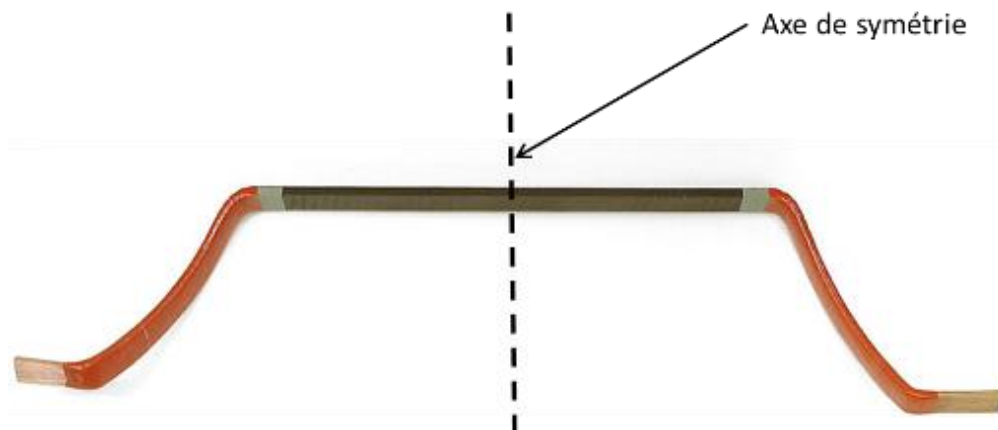


Figure III-20 : Géométrie réelle d'une barre statorique.

Tableau III-2 : Dimensions des différents matériaux des modèles 3D

| Matériaux | Dimensions z (mm) | Dimensions y (mm) |
|----------------------|-------------------|-------------------|
| Conducteur | 50 | 10 |
| Isolation principale | 56 | 16 |
| RAE | 57,2 | 17,2 |
| RC | 56,4 | 16,4 |

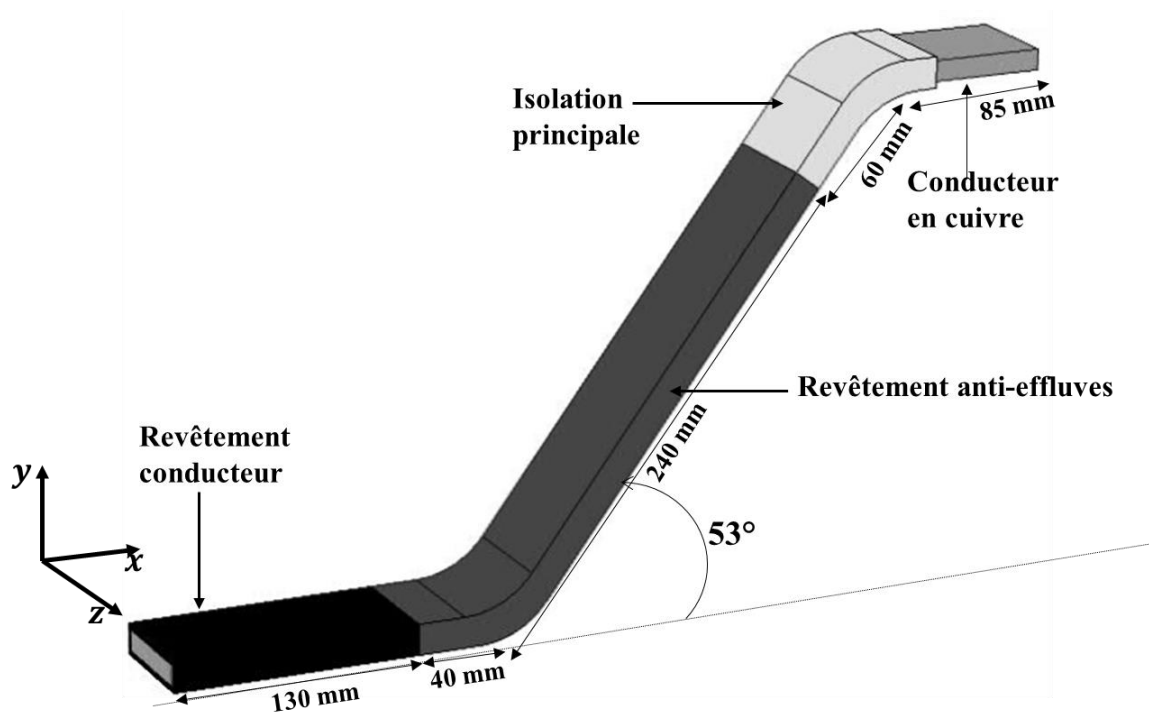


Figure III-21 : Modèle 3D thermoélectrique d'une barre statorique utilisé dans l'approche volumique.

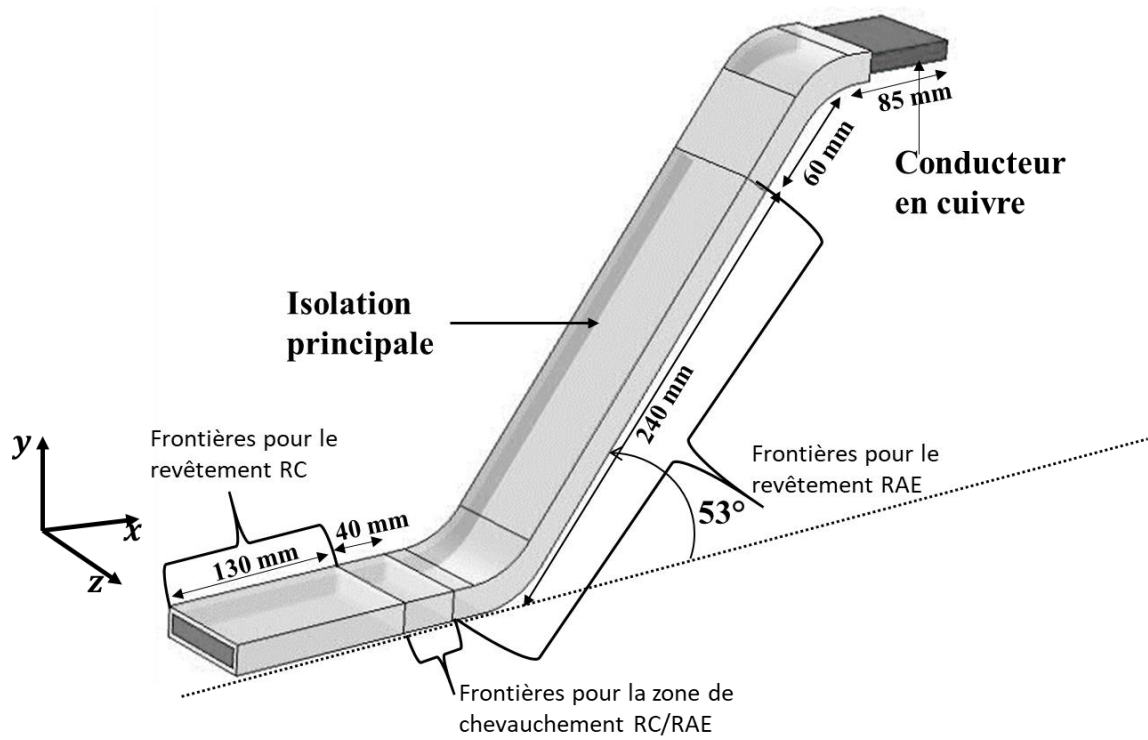


Figure III-22 : Modèle 3D thermoélectrique d'une barre statorique utilisé dans l'approche surfacique.

CHAPITRE IV

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET DISCUSSIONS

IV.1 Introduction

L'un des objectifs de ce travail de recherche a été d'utiliser le capteur EO pour mesurer directement les composantes tangentielle et normale du champ électrique à la surface d'une barre statorique. La connaissance des distributions de ces composantes est importante en vue de juger de la capacité du revêtement anti-effluves à inhiber les décharges partielles externes. À cet effet, des tests expérimentaux ont été réalisés à la fois à l'UQAC qu'à l'IREQ avec le capteur EO en utilisant une barre statorique au SiC.

Ce chapitre présente l'ensemble des résultats expérimentaux qui ont été obtenus ainsi qu'une discussion pour l'évaluation et l'interprétation de ceux-ci.

IV.2 Conductivité électrique en courant continu du revêtement au SiC

En utilisant la procédure réalisée à l'IREQ et présentée à la section III.3, le courant traversant le revêtement au SiC a été mesuré pendant toute la durée de charge pour différents niveaux de tension appliquée. La figure IV-1 présente l'allure des courants obtenue pour chaque niveau de tension. La figure IV-2 présente l'allure de la conductivité électrique surfacique du revêtement au SiC en fonction du champ électrique. Il peut être observé que la conductivité électrique surfacique augmente avec le champ électrique. Ce

résultat est conforme à la propriété intrinsèque (non-linéarité) de ces matériaux, tel que rapporté dans la littérature [46, 95].

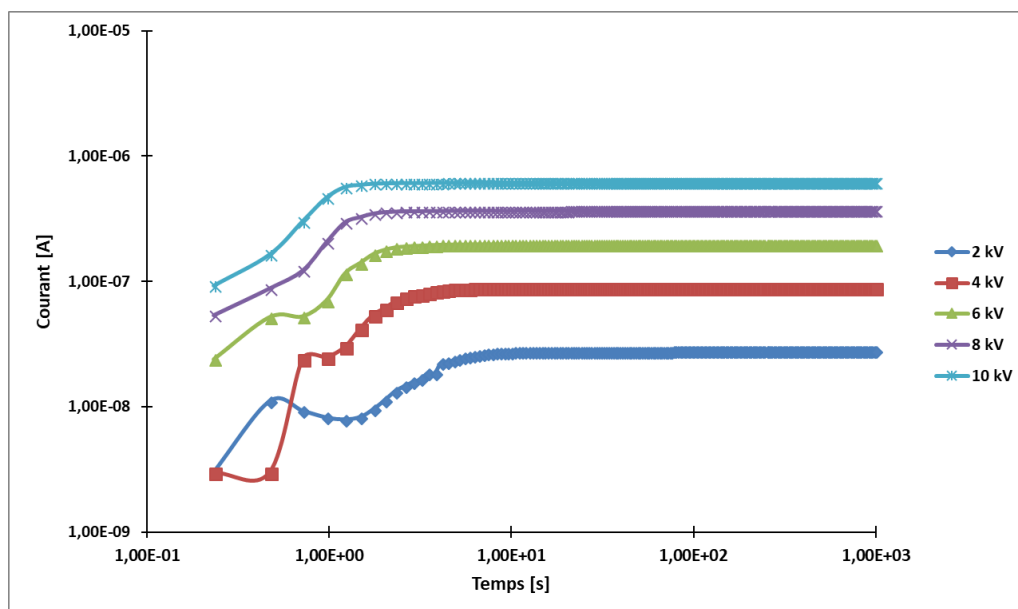


Figure IV-1 : Différentes allures des courants électriques obtenues en fonction de la tension appliquée pour un revêtement anti-effluves au SiC.

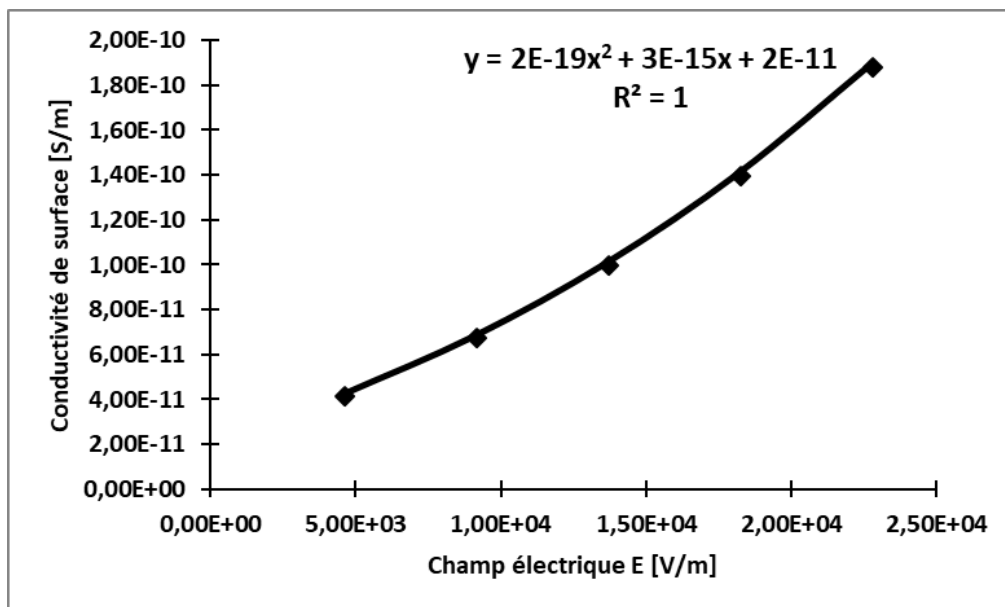


Figure IV-2 : Variation de la conductivité électrique surfacique du revêtement au SiC en fonction du champ électrique.

Dans la plupart des travaux antérieurs, l'expression de la conductivité électrique des matériaux anti-effluves en fonction du champ électrique a été décrite par une fonction exponentielle (équation 2.9). La figure IV-3 présente la conductivité électrique surfacique du revêtement au SiC calculée d'après l'équation II-9, en fonction du champ électrique sous forme exponentielle. L'exposant $2/3$ du champ électrique a été choisi en conformité avec les travaux antérieurs [13, 60, 91].

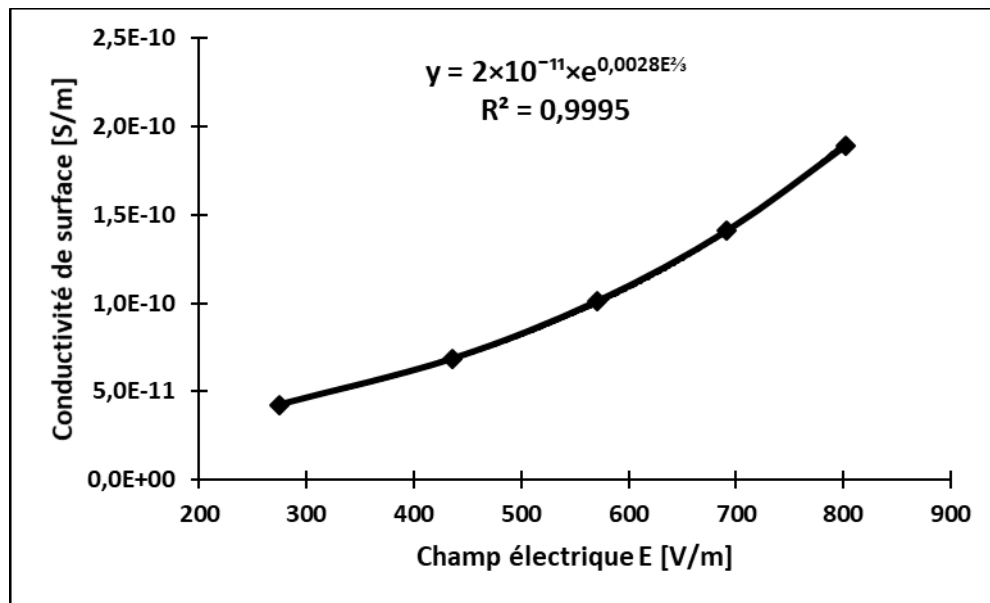


Figure IV-3 : Expression de la conductivité surfacique électrique du revêtement au SiC.

Pour l'implémentation de la conductivité électrique du revêtement anti-effluves dans le modèle numérique, les deux formes d'équations (exponentielle ou polynomiale) peuvent être utilisées. Cependant, en comparant les erreurs relatives entre les valeurs estimées avec les courbes de tendance et celles mesurées (voir Tableau IV-1), l'équation de la conductivité électrique du revêtement anti-effluves de forme exponentielle est celle qui offre les erreurs relatives les plus faibles. D'après ce qui précède, la forme exponentielle de

l'équation de la conductivité du revêtement semble la mieux adaptée pour les simulations numériques. Cependant pour les simulations en 3D, la forme polynomiale de la conductivité électrique offre une meilleure stabilité numérique.

Tableau IV-1 : Comparaison des erreurs des courbes de tendances

| Conductivité électrique (S/m) mesurée | Courbe de tendance polynômiale | | Courbe de tendance exponentielle | |
|--|---|---------------------------|---|---------------------------|
| | Conductivité électrique (S/m) estimée | Erreur relative (%) | Conductivité électrique (S/m) estimée | Erreur relative (%) |
| $4,24 \times 10^{-11}$ | $3,78 \times 10^{-11}$ | 10,89 | $4,31 \times 10^{-11}$ | 1,75 |
| $6,84 \times 10^{-11}$ | $6,38 \times 10^{-11}$ | 6,76 | $6,77 \times 10^{-11}$ | -1,03 |
| $1,01 \times 10^{-10}$ | $9,81 \times 10^{-11}$ | 2,83 | $9,89 \times 10^{-11}$ | -2,05 |
| $1,41 \times 10^{-10}$ | $1,41 \times 10^{-10}$ | 0,13 | $1,39 \times 10^{-10}$ | -1,58 |
| $1,89 \times 10^{-10}$ | $1,91 \times 10^{-10}$ | -1,23 | $1,89 \times 10^{-10}$ | -0,03 |

IV.3 Résultats de l'étalonnage du capteur EO

Afin de s'assurer de la précision des valeurs de champ, il a fallu dans un premier temps étalonner la sonde EO afin de déterminer la relation entre les résultats fournis par le capteur EO et les valeurs du champ électrique mesuré à l'aide d'un montage de deux électrodes plan-plan, tel que présenté dans la section III.4.4. Cette opération a également permis de vérifier la linéarité du capteur utilisé, ce qui fournit un moyen supplémentaire pour déterminer le champ mesuré à partir de la tension en sortie du capteur EO.

Les résultats issus de l'étalonnage du capteur sont présentés à la figure IV-4. Ces derniers démontrent une relation parfaitement linéaire entre la sortie du capteur EO et la valeur du

champ électrique avec un coefficient de corrélation de 1. Ce résultat prouve la fiabilité du système de mesure utilisé dans le cadre de ce projet de recherche et permet également de calculer le facteur d'échelle FA du capteur qui est de $3,86 \times 10^6 [m^{-1}]$. Ce facteur permet, rappelons-le, de convertir la tension de sortie du capteur EO (mV) en valeur de champ électrique (V/m).

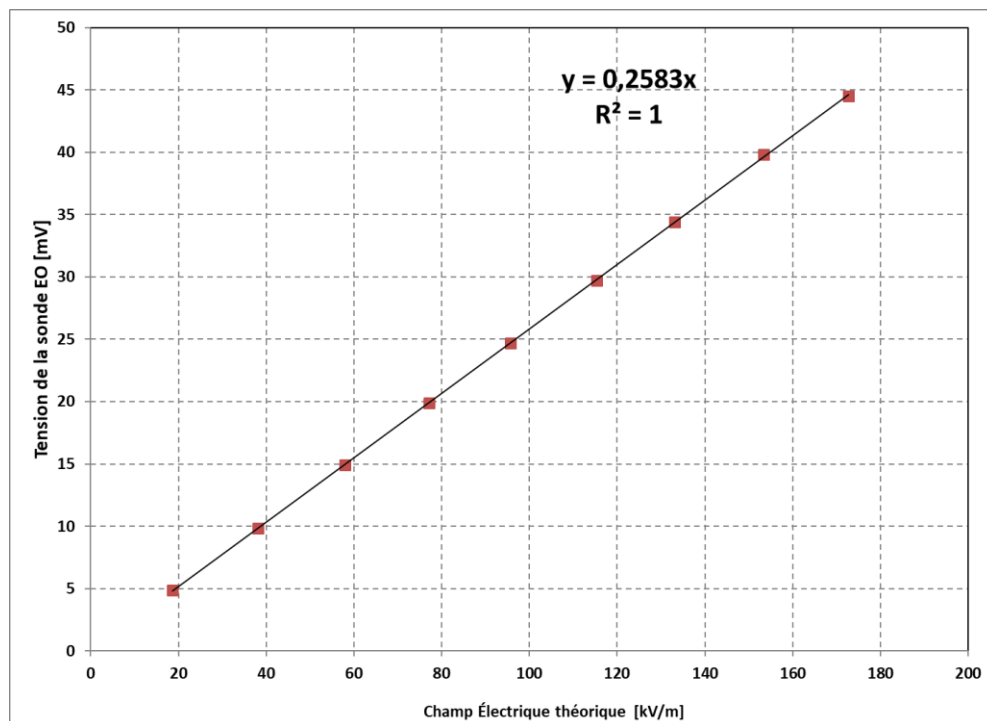


Figure IV-4 : Résultat de l'étalonnage du capteur EO

IV.4 Distributions des composantes du champ électrique

Cette section présente les résultats des distributions des composantes tangentielle et normale du champ électrique obtenues avec la barre statorique comportant un revêtement anti-effluves à base de SiC. Les profils des composantes du champ électrique

ont été déterminés le long de trois (3) différentes lignes de mesure pour deux niveaux de tension (8 kV et 16 kV) conformément à la procédure détaillée dans le section III.4.4.

IV.4.1 Composante tangentielle du champ électrique

IV.4.1.1 Présentation des résultats

Les figures IV-5 et IV-6 présentent respectivement l'évolution de la composante tangentielle du champ électrique obtenue respectivement pour une tension appliquée de 8 kV et 16 kV. Les mesures ont été réalisées à une distance de 5 mm de la surface de la barre. Les allures du champ tangentiel obtenues sont conformes à la littérature [7, 13]. La valeur maximale de la composante tangentielle du champ électrique est légèrement plus élevée pour les lignes situées près des bordures de la barre que sur la ligne centrale, tel que présenté dans le tableau IV-2. Néanmoins, la distribution de la composante tangentielle peut être considérée comme uniforme dans la direction de l'axe z (figure III-12). En effet, l'écart entre les valeurs maximales du champ électrique tangentiel par rapport à l'axe centrale est de 10 % pour la ligne z négatif et de 3,36 % pour la ligne z positif à la tension de 8 kV. Pour la tension de 16 kV, les valeurs de l'écart relatif maximal sont respectivement de 15,6% pour la ligne z négatif et de 8,16% pour la ligne z positif.

En outre, il peut être observé que l'écart entre les valeurs maximales du champ électrique tangentiel sur la ligne centrale et les deux autres lignes (z positif et z négatif) augmente avec la tension appliquée. Par conséquent, l'uniformité de la composante tangentielle dans la direction de l'axe z peut être affectée pour les valeurs de tension plus élevées.

Tableau IV-2 : Comparaison des valeurs maximales de la composante tangentielle du champ électrique

| | Ligne z centrale | Ligne z négatif | | Ligne z positif | |
|---------|------------------|-----------------|-----------|-----------------|-----------|
| Tension | Eeff (kV/m) | Eeff (kV/m) | Écart (%) | Eeff (kV/m) | Écart (%) |
| 8 kV | 208 | 229 | 10 | 215 | 3,36 |
| 16 kV | 282 | 326 | 15,6 | 305 | 8,16 |

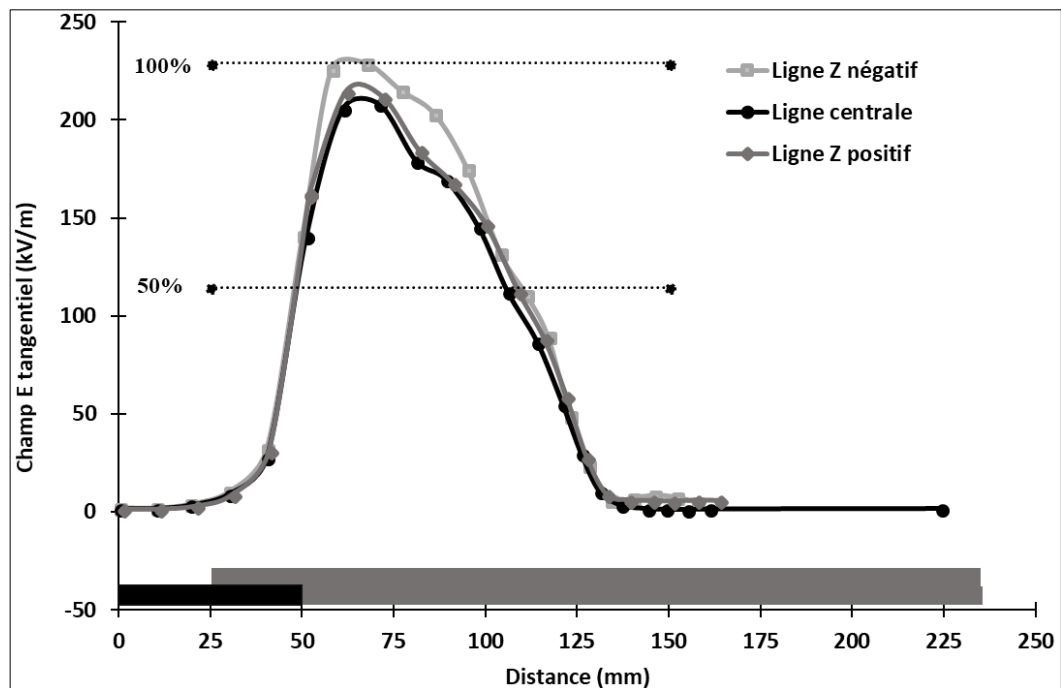


Figure IV-5 : Distribution de la composante tangentielle du champ électrique à 8 kV.

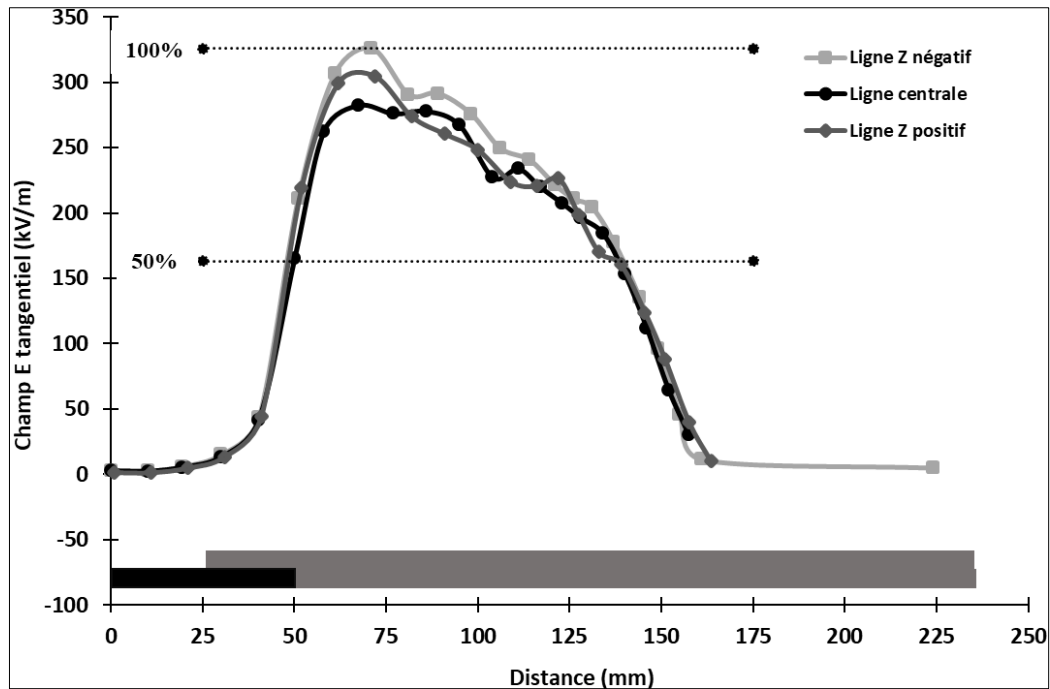


Figure IV-6 : Distribution de la composante tangentielle du champ électrique à 16 kV

Les figures IV-7, IV-8 et IV-9, démontrent que la valeur de la composante tangentielle du champ électrique augmente avec la tension appliquée, en particulier à partir de la zone de chevauchement RC/RAE. Ce résultat confirme le fait que la contrainte électrique augmente avec la tension appliquée. De plus, il est possible d'observer que la région de fort champ électrique augmente avec la tension appliquée. En effet, l'élargissement de la distribution de la composante tangentielle du champ électrique à 50% de la valeur maximale est de 54 mm à 8 kV et augmente à 86 mm pour 16 kV (figures IV-5 et IV-6). Cela correspond à une différence de l'élargissement entre les deux distributions de 32 mm, soit une augmentation de 59% à 16 kV par rapport à 8 kV.

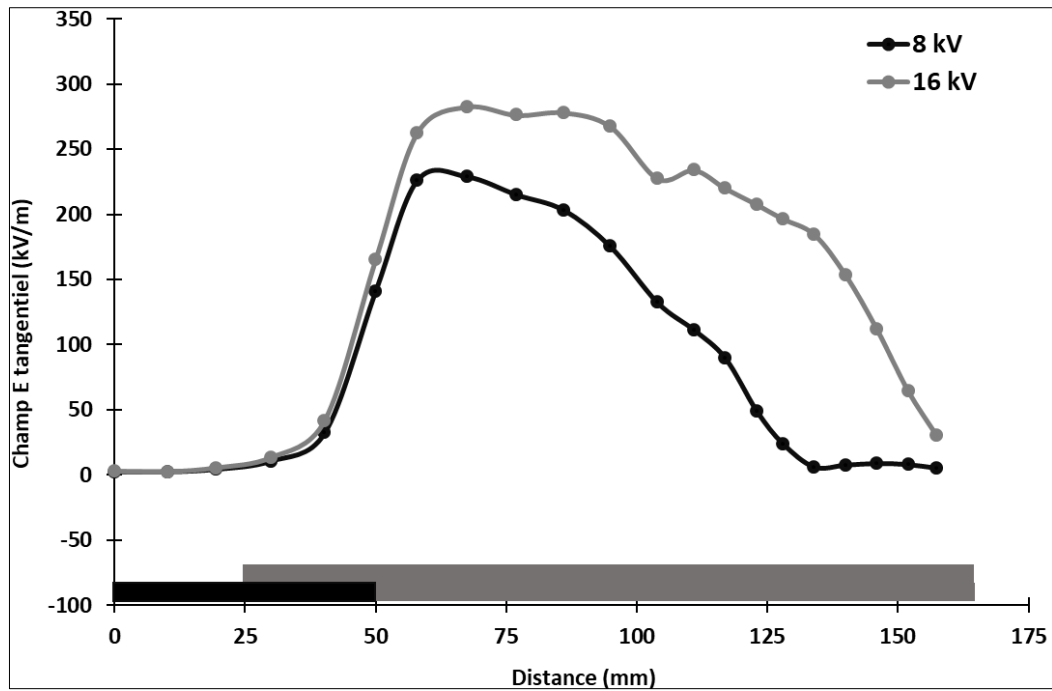


Figure IV-7 : Comparaison entre les distributions de la composante tangentielle du champ E pour la ligne z négatif.

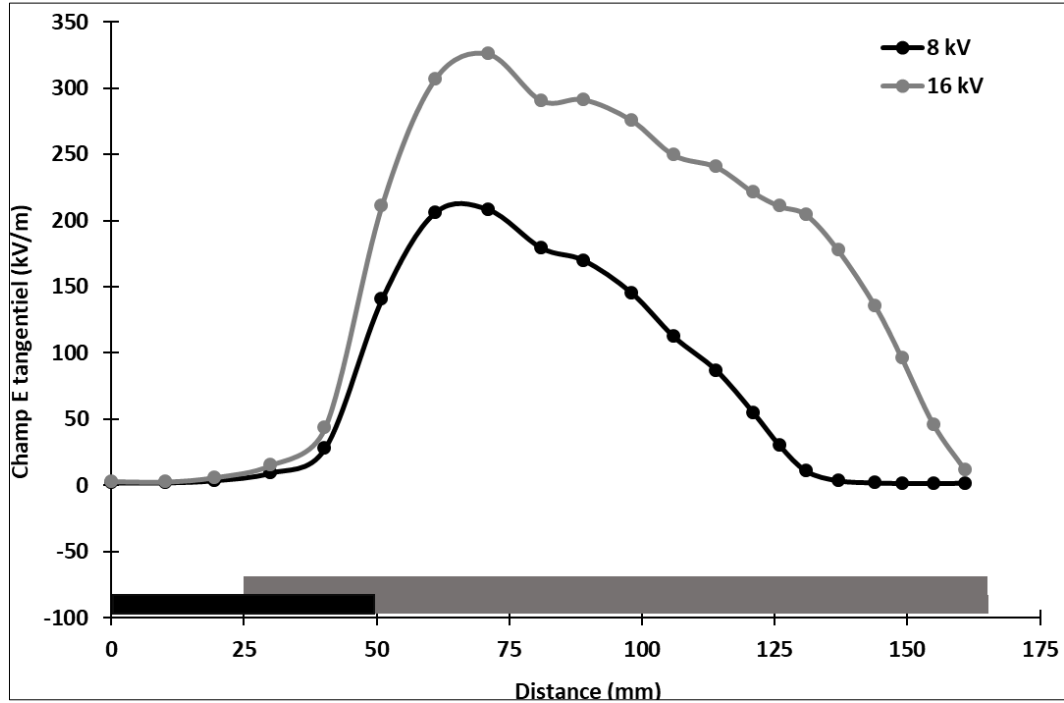


Figure IV-8 : Comparaison entre les distributions de la composante tangentielle du champ E pour la ligne centrale.

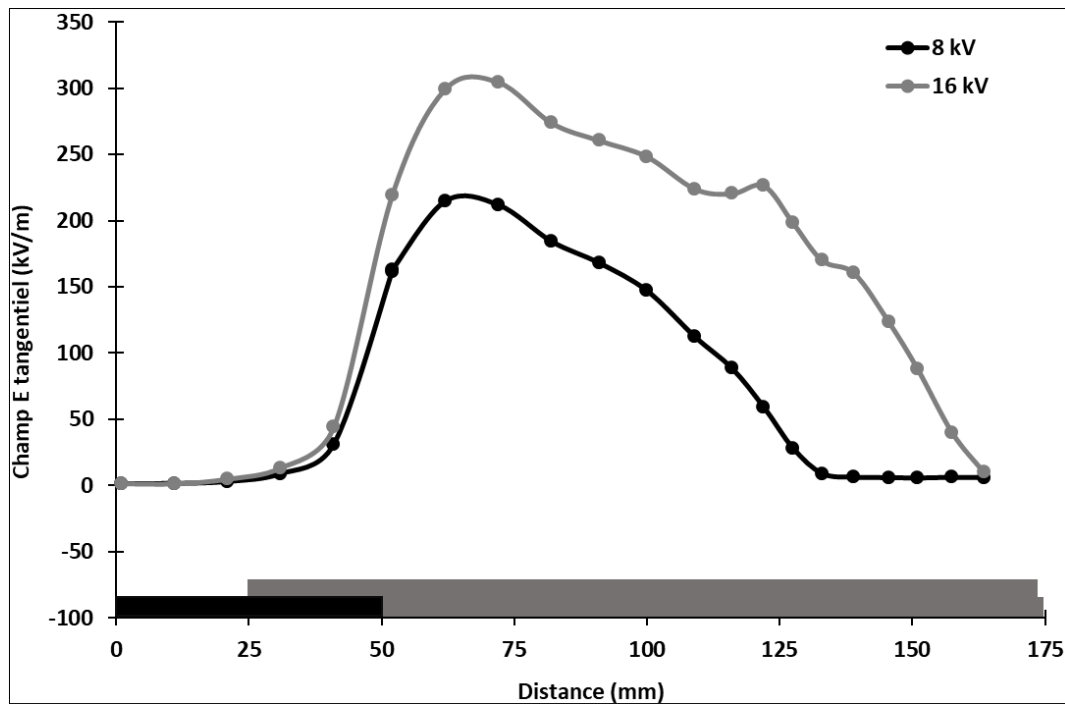


Figure IV-9 : Comparaison entre les distributions de la composante tangentielle du champ E pour la ligne positive.

Les résultats des distributions des composantes tangentielles avec les valeurs exprimées en *p.u.* et présentés à la figure IV-10 sont très intéressants sur plusieurs aspects. Premièrement, les résultats démontrent clairement que la valeur maximale de la composante tangentielle du champ E n'est pas atteinte à la fin du revêtement conducteur, comme indiqué dans certaines études [7, 13]. La valeur maximale est obtenue dans une largeur de zone de 1 cm située à environ 1 cm de l'extrémité du RC. On peut remarquer que cette zone de valeur maximale est indépendante de la tension appliquée. Cependant, la valeur maximale de la composante tangentielle présente une augmentation d'environ 40% lorsque la tension appliquée passe de 8 à 16 kVeff. En outre, il peut être observé une parfaite superposition entre les distributions des composantes tangentielles en *p.u.* de 8 kV

et 16 kV le long du revêtement conducteur (jusqu'à 50 mm), cela traduit une linéarité du champ électrique. Ce résultat est conforme aux attentes car le RC étant conducteur avec une résistivité constante, il est normal que le champ électrique dans cette zone soit linéaire. Cependant, à partir de la jonction RC/RAE, les deux courbes ne se superposent plus. Ceci est un résultat attendu, car il y a la présence d'un matériau non-linéaire (RAE). Par conséquent, la distribution du champ électrique doit être non-linéaire. Cette différence entre les deux courbes en *p.u* traduit cette non-linéarité du champ électrique. Ces différents résultats sont très originaux car n'ayant pas été mis en évidence dans les travaux antérieurs [7, 13].

Ces résultats viennent confirmer la validité des mesures qui ont été effectuées avec le capteur EO utilisé dans cette étude.

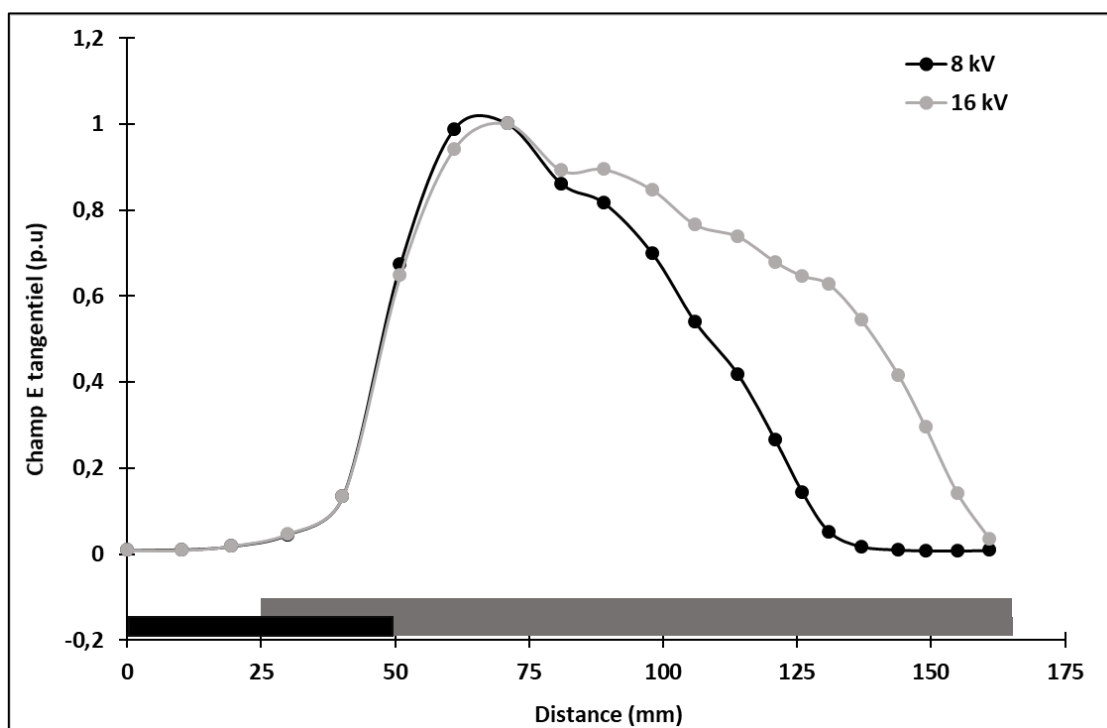


Figure IV-10 : Comparaison des distributions de champ E tangentielles normalisées (en p.u.) pour une tension appliquée de 8 kVeff et 16 kVeff

IV.4.1.2 Interprétation des résultats de mesure de la composante tangentielle du champ E

Pour les résultats présentés aux figures IV-5 et IV-6, la valeur maximale du champ tangentielle est légèrement plus élevée pour les lignes de calcul près des bordures de la barre statorique par rapport à la ligne de calcul située en son centre. Cela est dû à l'effet de bord, tel que présenté sur les figures IV-11 et IV-12. En effet, le diamètre de l'isolation est plus faible au bord qu'au centre de la barre (figure IV-11), en conséquence, les composantes tangentielle et normale du champ électrique sont plus élevées sur les bordures de la barre qu'au centre, tel qu'illustré à la figure IV-13.

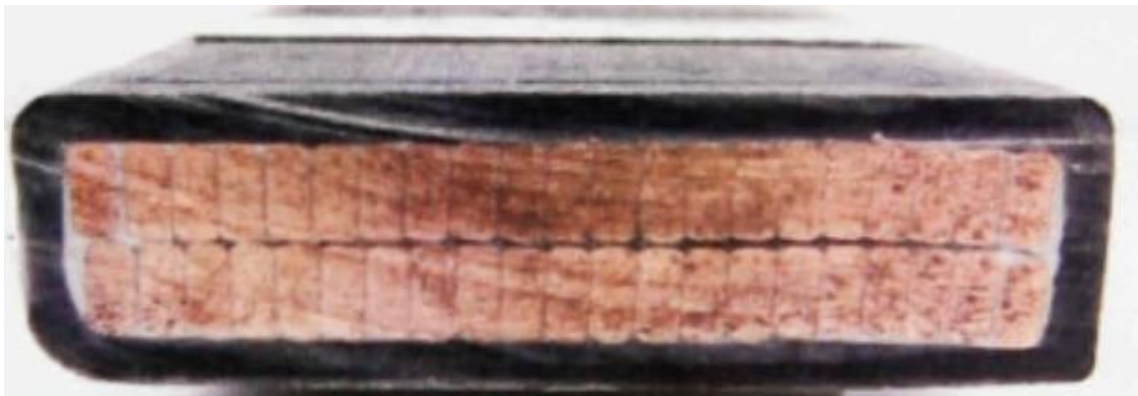


Figure IV-11 : Système d'isolation d'une barre statorique.

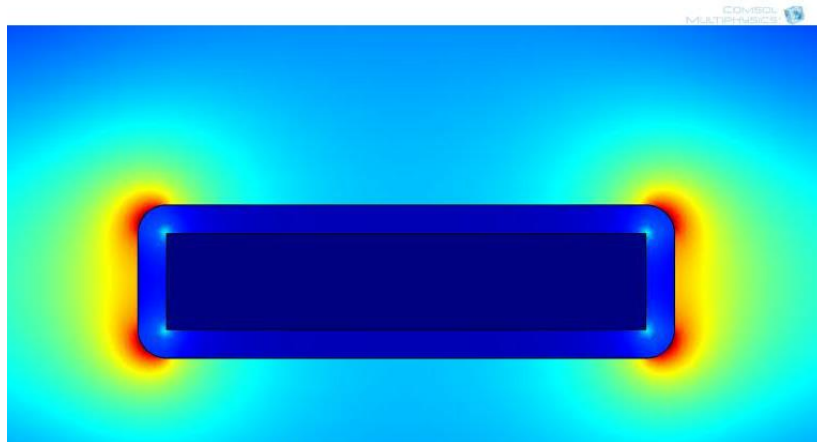


Figure IV-12 : Distribution du champ électrique autour d'une section de la barre statorique.

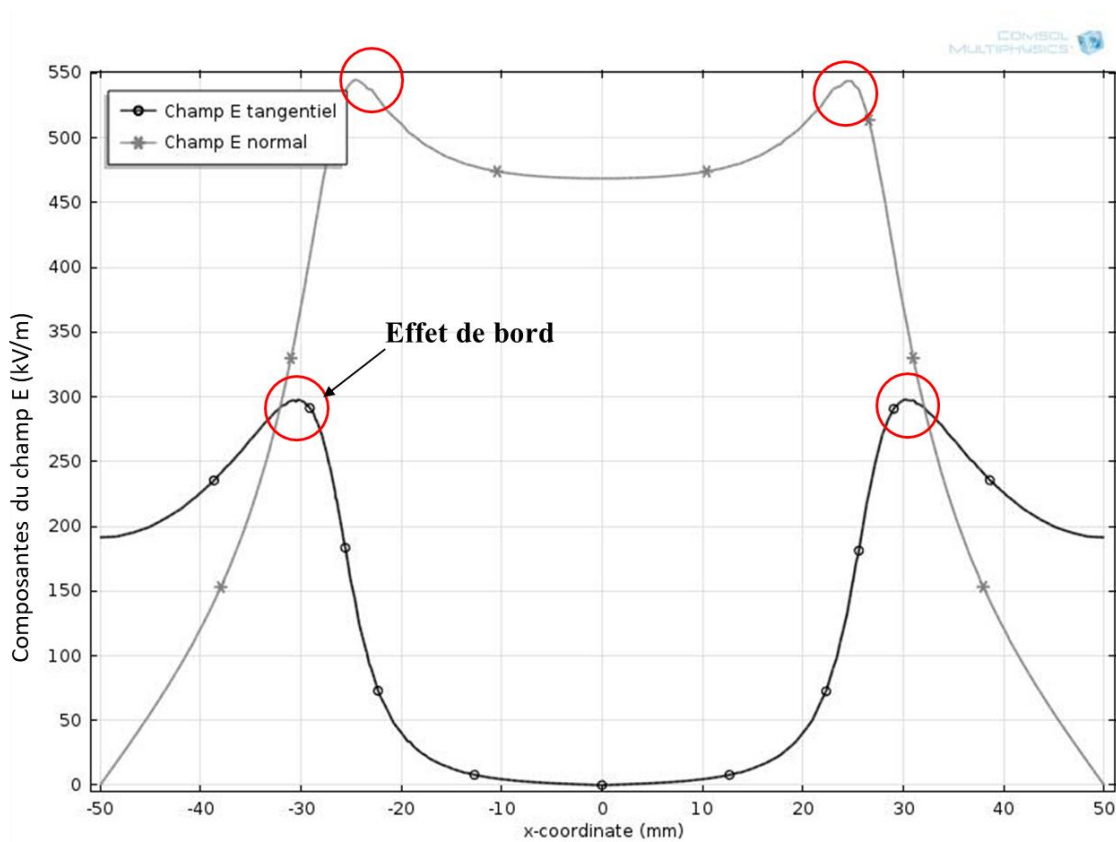


Figure IV-13 : Influence de l'effet de bord sur les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E.

IV.4.2 Composante normale du champ électrique

Les figures IV-14 et IV-15 présentent respectivement les distributions de la composante normale du champ électrique obtenus pour une tension appliquée de 8 kV et 16 kV. Comme observé pour la composante tangentielle, les valeurs maximales de la composante normale sont légèrement plus élevées pour les lignes de mesure situées en bordure de la barre par rapport à la ligne de mesure centrale. Ceci est une conséquence de l'effet de bord, tel qu'illustré à la figure IV-13. Pour chaque niveau de tension, la différence entre les trois courbes du champ électrique se situe principalement dans les zones où il y a un « pic ». En conséquence, les distributions de la composante normale du champ E peuvent être considérées comme identiques pour les trois lignes de mesure et pour chaque niveau de tension. Par ailleurs, à partir tableau IV-3, il peut être observé que l'écart entre les valeurs maximales est de 2,3 % et de 11,5% respectivement selon l'axe z négatif et l'axe z positif à la tension de 8 kV. Pour la tension de 16 kV les valeurs sont de 4,6% et 17,41% respectivement selon l'axe z négatif et l'axe z positif.

Comme pour le champ tangentiel, la valeur de la composante normale du champ électrique augmente avec la tension appliquée, tel qu'illustré par les figures IV-16, IV-17 et IV-18. En outre, l'influence de la tension appliquée sur la composante normale obtenue au niveau de la ligne centrale peut également être observée sur la figure IV-19, où la valeur de la composante normale du champ E est exprimée en $p.u.$ Comme il peut être constater, la distribution de la composante normale du champ E normalisée reste la même jusqu'à la position de 61 mm. A ce point particulier, le champ E normal normalisé à 16 kVeff devient inférieur en moyenne de 16% à celui obtenu à 8 kVeff jusqu'à la position à 110 mm où sa

valeur commence à être plus élevée. En outre, comme pour le champ tangentiel, à partir des courbes en $p.u$ présentées sur la figure IV-19, il peut être observé l'effet de non-linéarité du revêtement anti-effluves sur les distributions de la composante normale du champ E. En effet, le long du RC (matériau linéaire), les deux courbes en $p.u$ du champ E normal à 8 kVeff et 16 kVeff se superposent traduisant ainsi la linéarité du champ E normal. Cependant dans la zone du RAE, il peut être observé une différence entre ces deux courbes dû à la non-linéarité du RAE. Dans cette zone, le champ E normal est donc non linéaire. Ces résultats conformes aux théories sur le champ électrique démontrent la fiabilité du système de mesure employé dans cette étude.

Tableau IV-3 : Comparaison des valeurs maximales de la composante perpendiculaire du champ électrique

| | Ligne z centrale | Ligne z négatif | | Ligne z positif | |
|---------|------------------|-----------------|-----------|-----------------|-----------|
| Tension | Eeff (kV/m) | Eeff (kV/m) | Écart (%) | Eeff (kV/m) | Écart (%) |
| 8 kV | 260 | 266 | 2,3 | 290 | 11,5 |
| 16 kV | 393 | 411 | 4,6 | 463 | 17,81 |

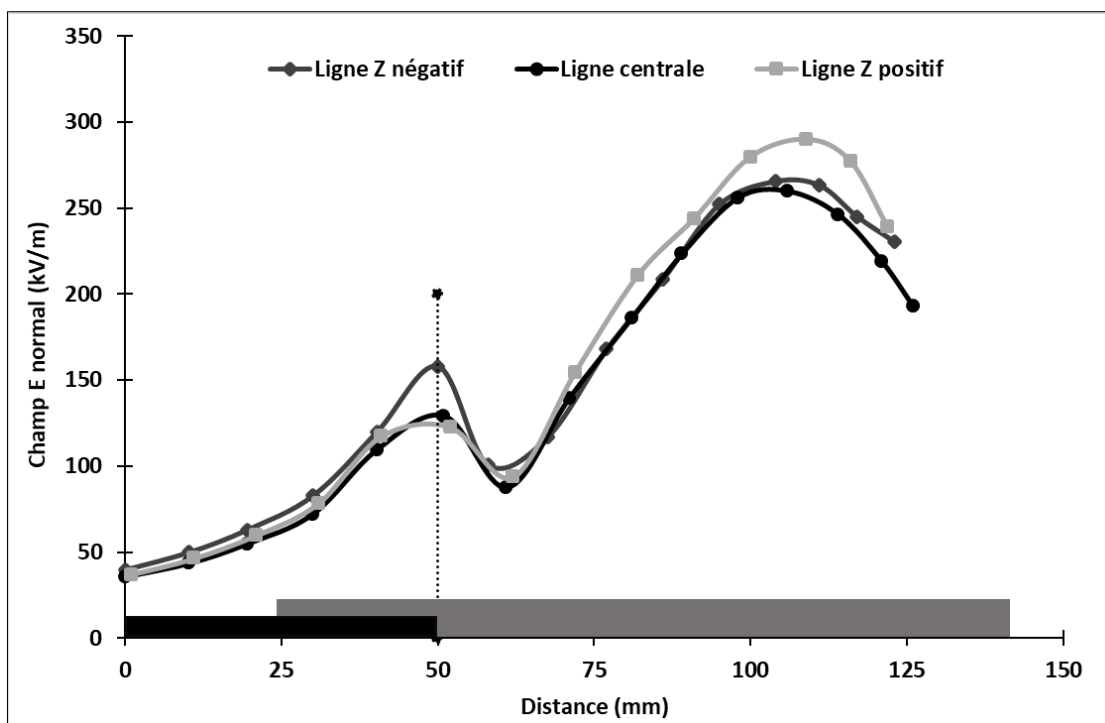


Figure IV-14 : Distributions des composantes normales du champ électrique à 8 kV.

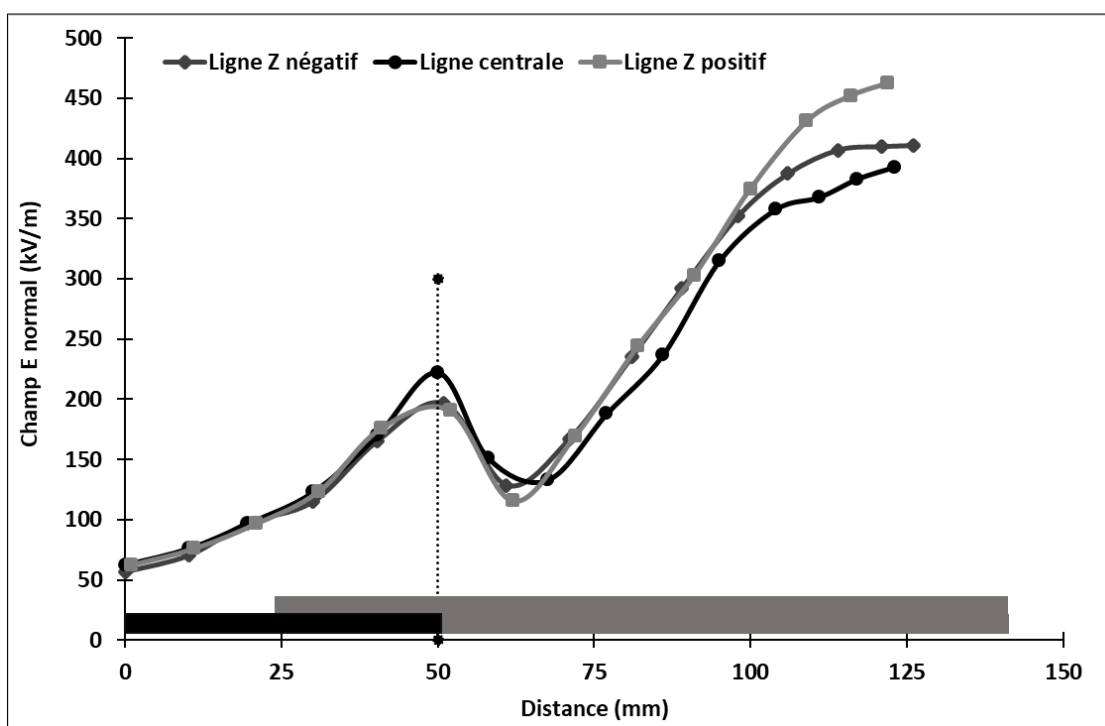


Figure IV-15 : Distributions des composantes normales du champ électrique à 16 kV.

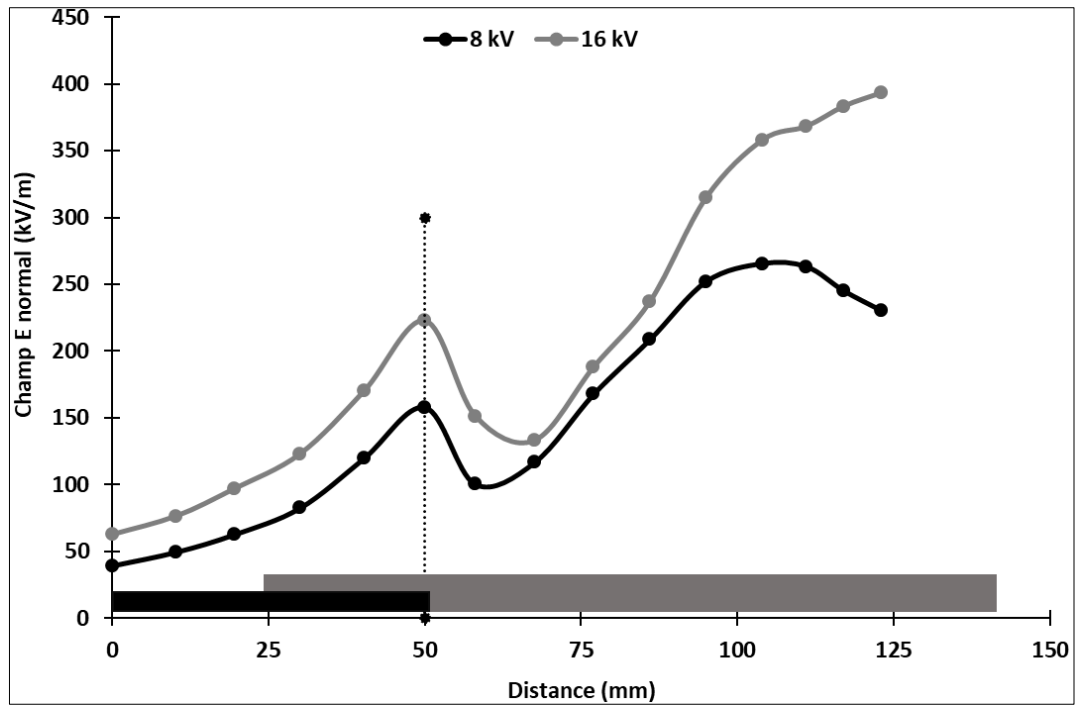


Figure IV-16 : Comparaison entre les distributions de la composante normale du champ E pour la ligne z négatif.

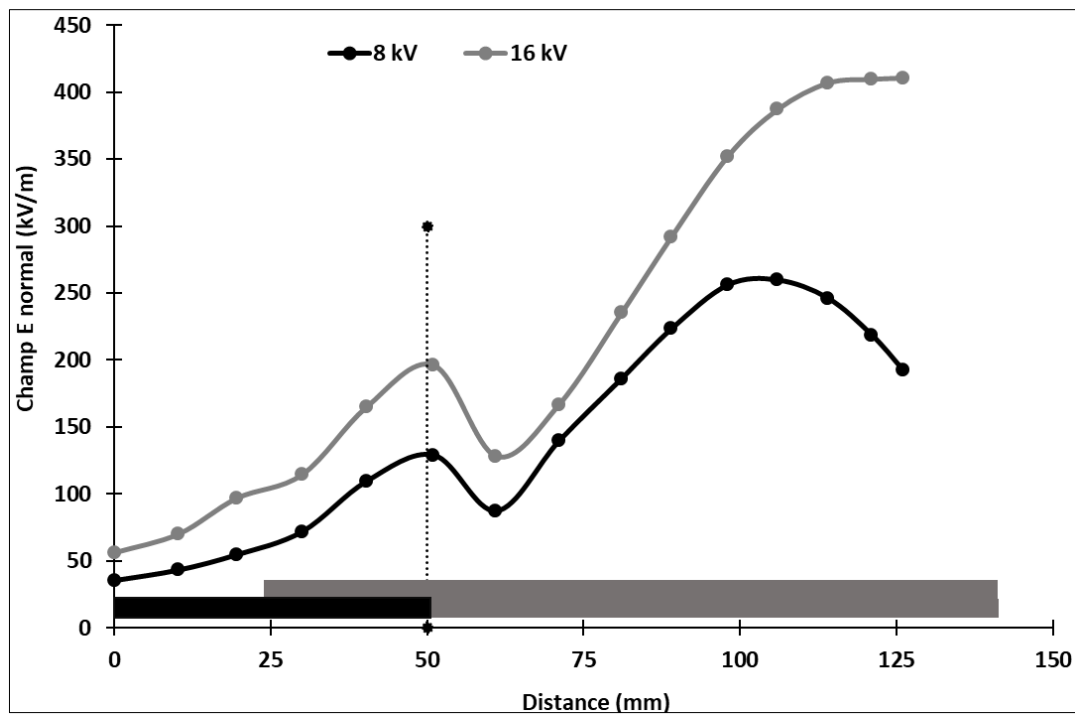


Figure IV-17 : Comparaison entre les distributions de la composante normale du champ E pour la ligne centrale.

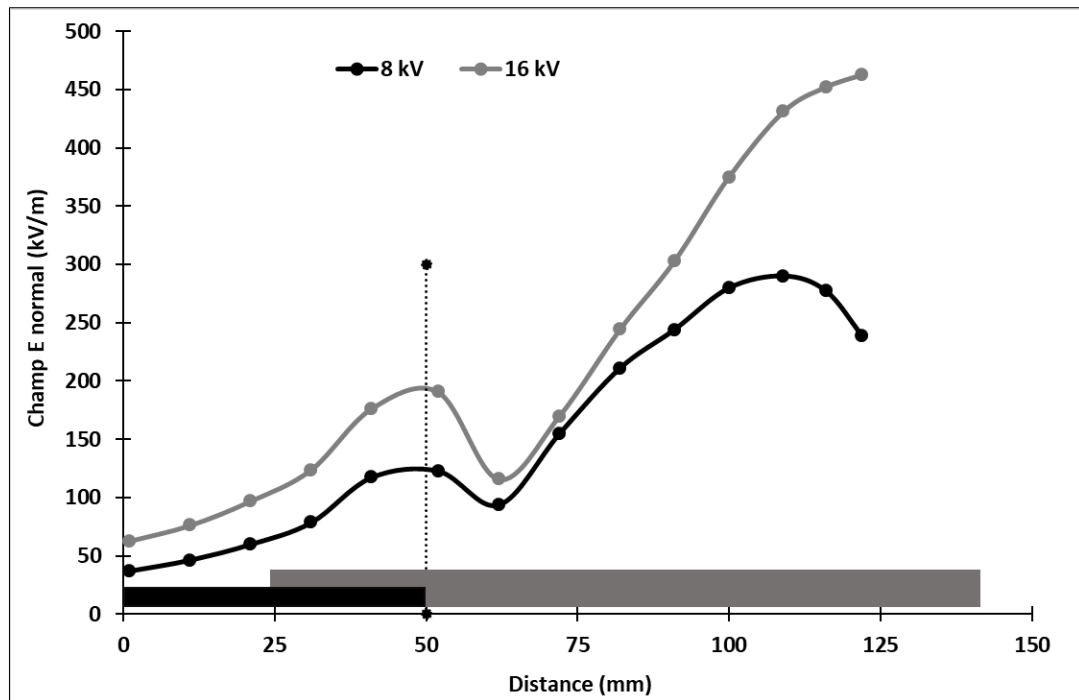


Figure IV-18 : Comparaison entre les distributions de la composante normale du champ E pour la ligne z positif.

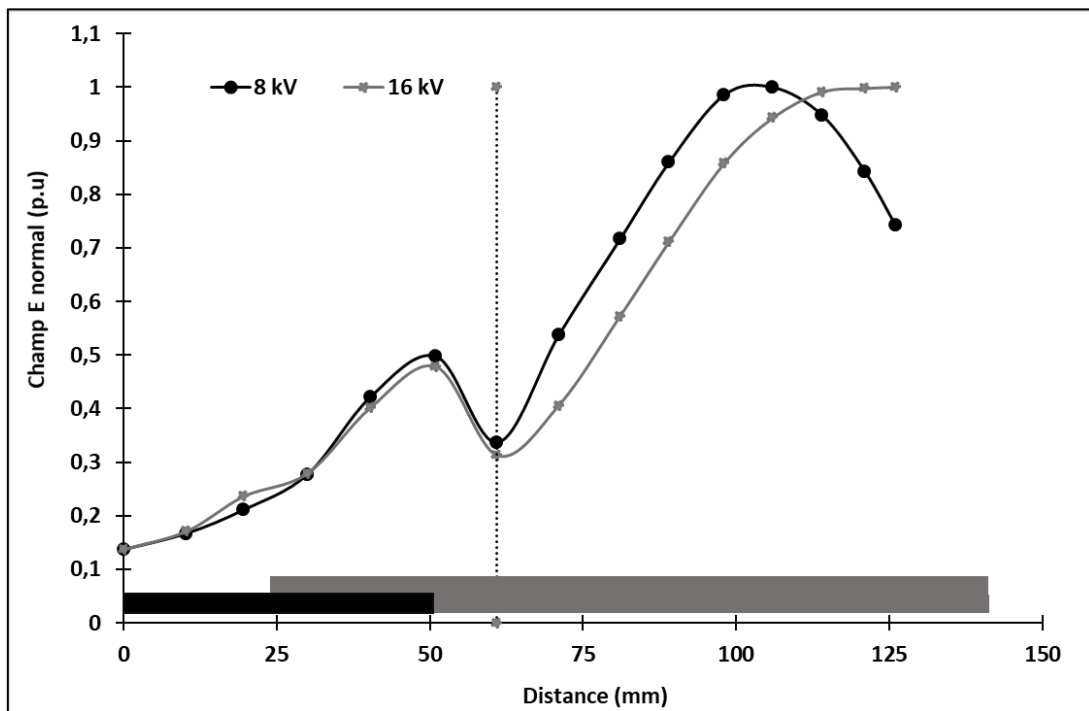


Figure IV-19 : Comparaison des composantes normales du champ E (en p.u.) obtenues au le long de la ligne centrale pour une tension appliquée de 8 kVeff et 16 kVeff.

IV.4.3 Comparaison entre les composantes du champ électrique

Les figures IV-20 et IV-21 présentent la comparaison entre les composantes tangentielle et normale du champ électrique pour les mesures suivant la ligne centrale respectivement à 8 kV et 16 kV. Ces résultats permettent d'observer l'interaction particulière entre les deux composantes du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves et conducteurs. En effet, Il peut être observé trois différentes zones distinctes. Dans la première zone située le long du revêtement conducteur, la composante normale est au-dessus de la composante tangentielle du champ électrique. Cela s'explique par le fait que le champ normal est dominant à la surface d'un conducteur tandis que le champ tangentiel est théoriquement nul. Pour la deuxième zone, qui s'étend de la jonction entre les deux revêtements à quelques centimètres dépendamment de la tension appliquée (30 cm à 8 kV et 40 cm à 16 kV), la composante tangentielle est au-dessus de la composante normale. De façon pratique, cette zone part de la fin du RC et se termine là où commence la flexion de la barre statorique. Enfin, dans la troisième et dernière zone, la composante normale est au-dessus de la composante tangentielle. Cette zone commence à partir de la flexion de la barre statorique jusqu'à son extrémité. Il a été constaté que l'élargissement de la zone 1 est constante quel que soit la valeur de la tension. Cependant, l'élargissement de la zone 2 semble augmenter avec l'augmentation de la tension appliquée (30 cm à 8 kV et 40 cm à 16 kV).

De façon générale, il peut être noté que lorsque le champ E tangentiel est faible, le champ E normal est fort et vice versa. Ces observations, qui sont conformes aux théories

sur le champ électrique, démontrent la validité des résultats qui ont été obtenus dans ce travail de même que la méthode employée.

La comparaison entre les composantes normale et tangentielle du champ électrique a permis de retrouver certaines particularités de la géométrie d'une barre statorique (jonction RC/RAE et zone de flexion ou courbure). Ceci constitue un résultat très original, qui n'est possible qu'avec le système de mesure utilisé dans ce travail.

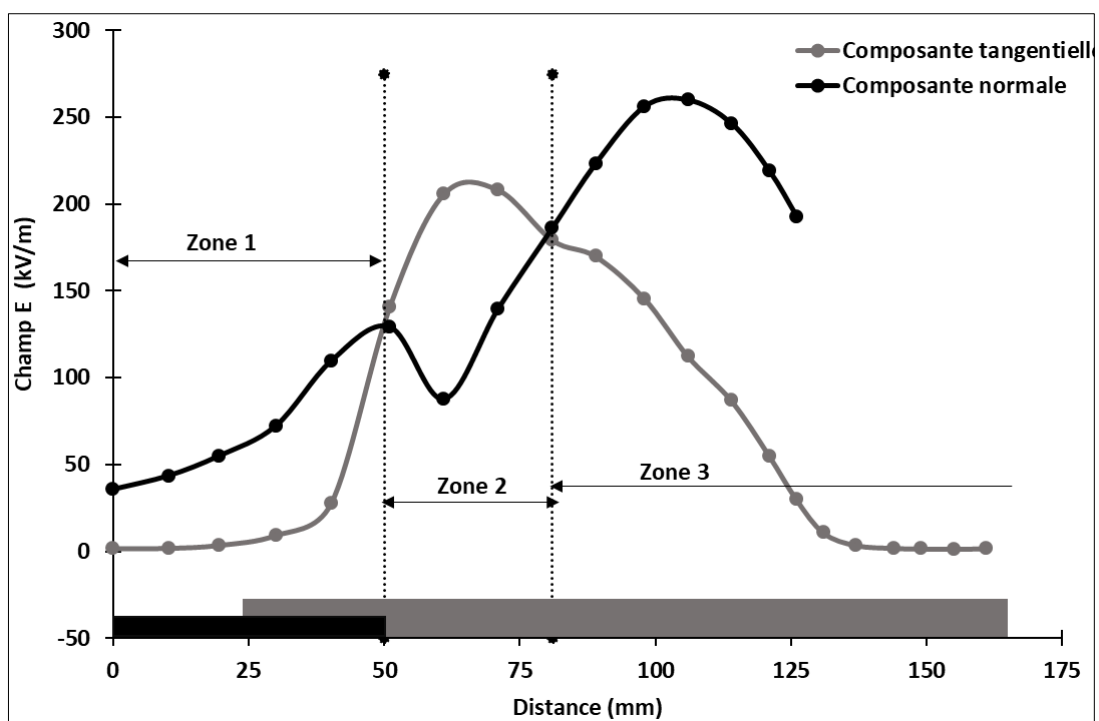


Figure IV-20 : Comparaison entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E à 8 kV.

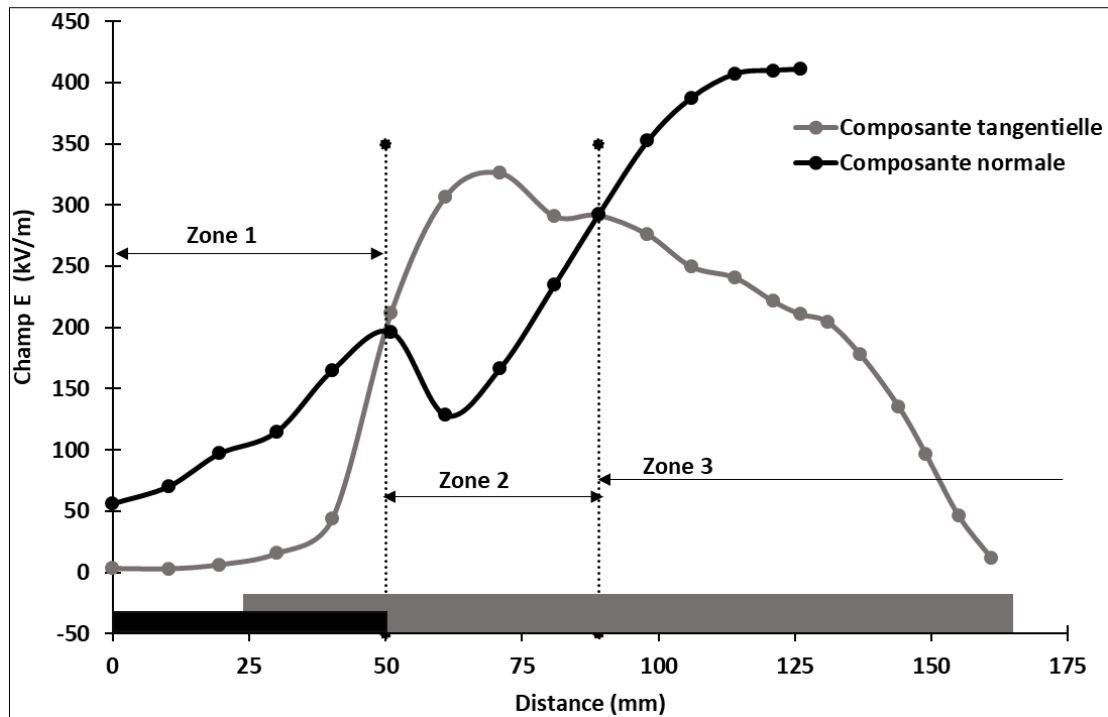


Figure IV-21 : Comparaison entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E à 16 kV

En raison de la loi de réfraction, la composante normale du champ électrique est significative au point triple revêtement conducteur/revêtement anti-effluves/milieu environnant. En effet, lorsque le déplacement électrique rencontre la surface d'un isolant de permittivité différente et qui n'est pas perpendiculaire, la direction de ce vecteur change. Ceci peut être observé sur les figures IV-22 et IV-23 qui montrent qu'à la jonction RC/RAE, les déplacements normal et tangential changent de direction. Ainsi, d'après cette loi, le fait que la composante normale du champ E soit significative à la jonction RC/RAE se justifie.

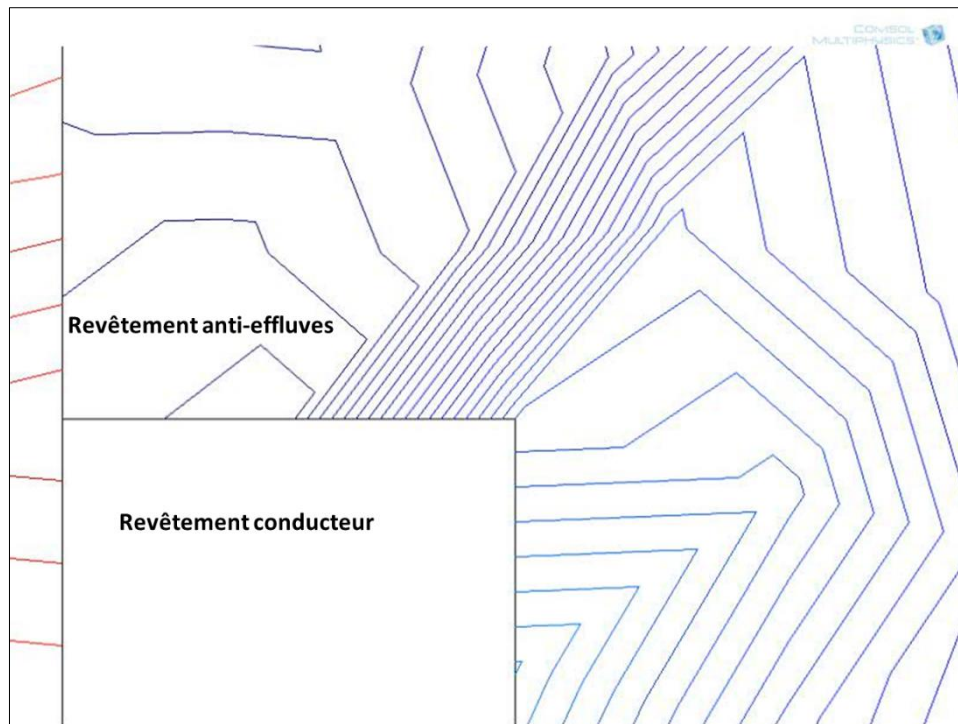


Figure IV-22 : Lignes du déplacement E normal à la jonction RC/RAE.

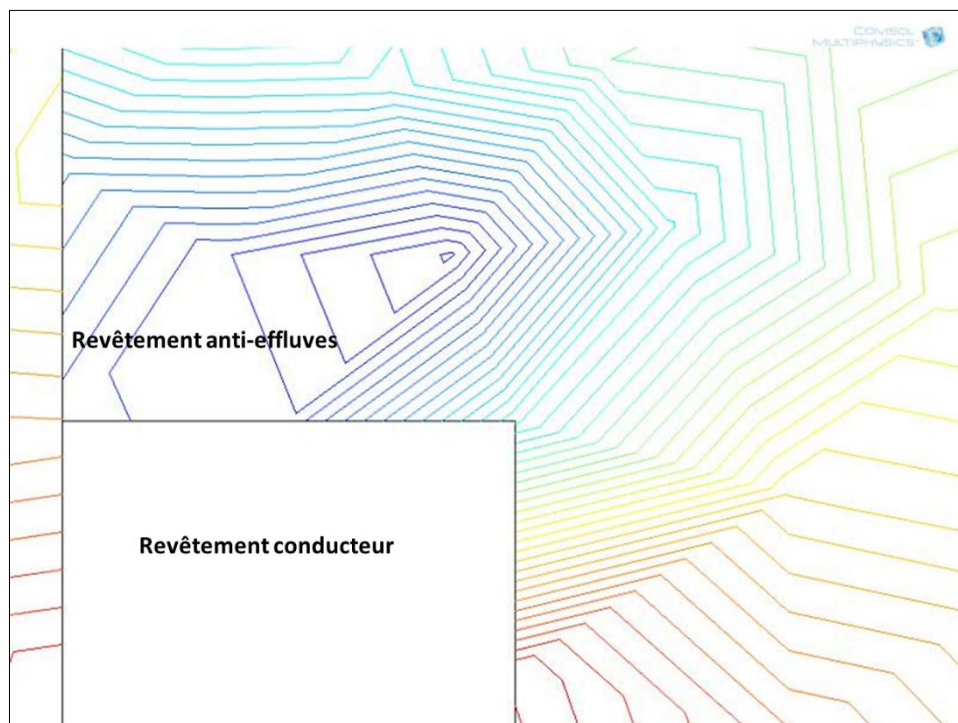


Figure IV-23 : Lignes du déplacement E tangentiel à la jonction RC/RAE.

IV.4.4 Champ électrique résultant

L'un des avantages du dispositif utilisé dans ce projet de recherche est qu'il permet de mesurer plusieurs composantes du champ électrique. Ainsi, dans le cadre de cette étude, les composantes tangentielle et normale du champ électrique ont été mesurées. Cela donne la possibilité d'avoir accès au champ électrique résultant qui doit être considéré pour une conception appropriée du revêtement anti-effluves. Le champ électrique résultant a été calculé à partir des composantes tangentielle et normale en utilisant la formule suivante :

$$E_{res} = \sqrt{E_{nor}^2 + E_{tan}^2} \quad (4.1)$$

Les figures IV-24 et IV-25 présentent respectivement les distributions du champ électrique résultant obtenues pour 8 kV et 16 kV suivant les trois lignes de mesure. D'après les résultats obtenus, il peut être observé que la valeur du champ électrique est constante le long du revêtement conducteur quel que soit la ligne de mesure utilisée. Cependant à partir de la jonction du RC/RAE, il y a une différence entre les valeurs du champ résultant dépendamment de la ligne de mesure.

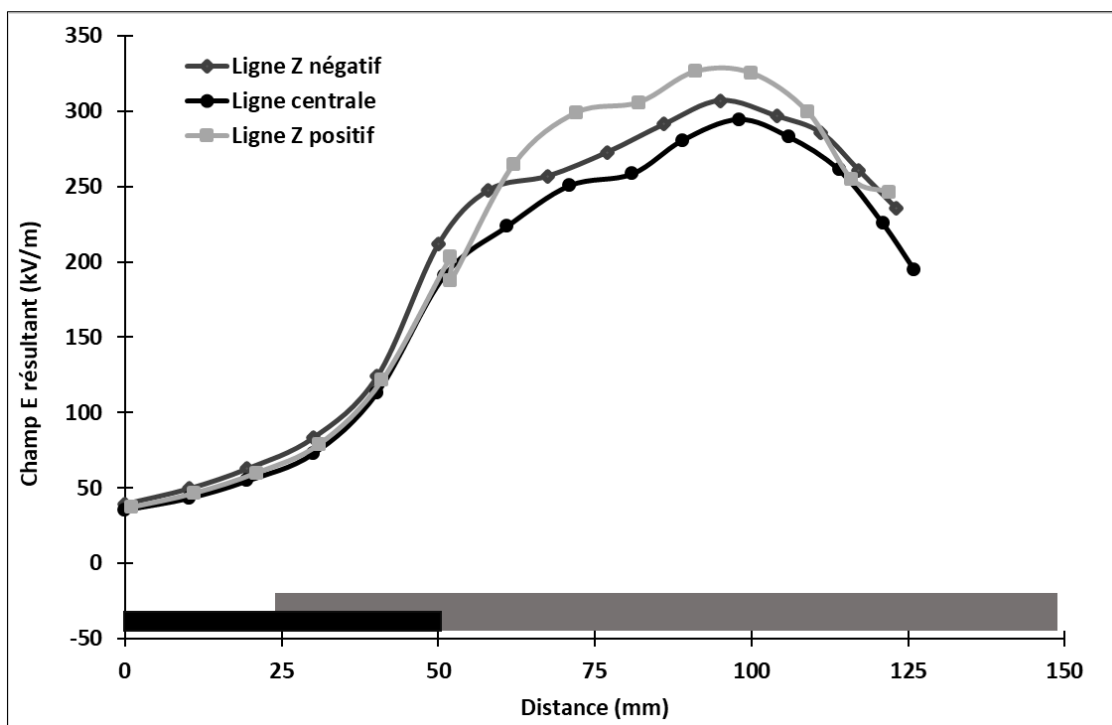


Figure IV-24 : Champ E résultant à 8 kV.

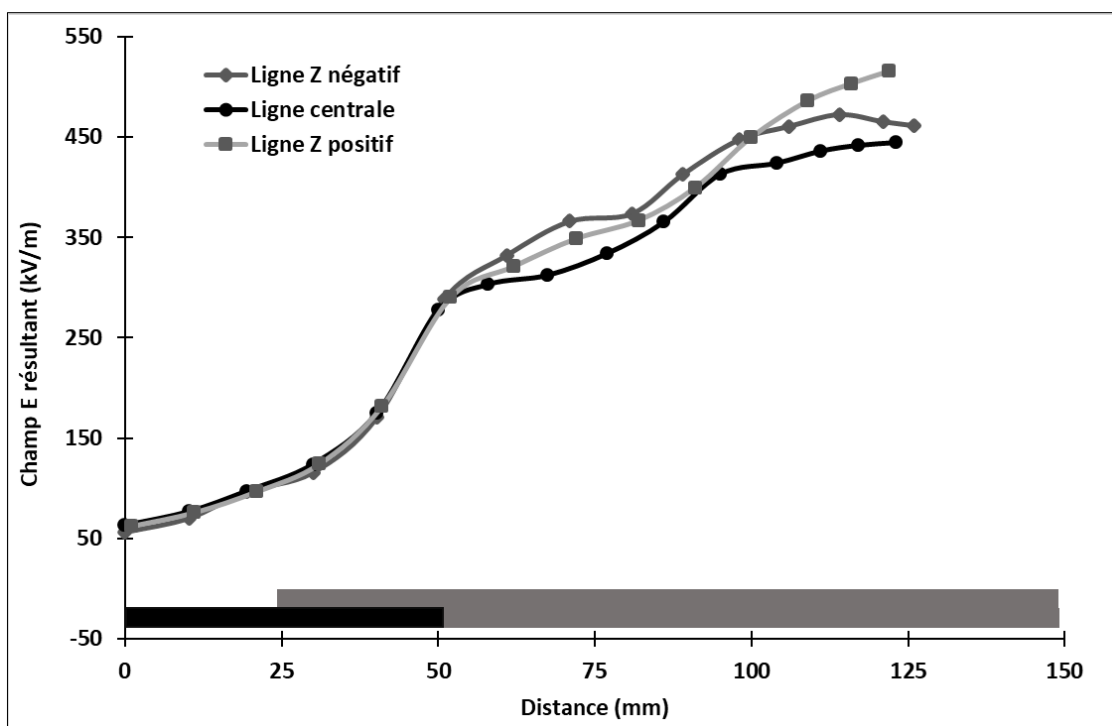


Figure IV-25 : Champ E résultant à 16 kV.

La figure IV-26 présente une comparaison de la distribution du champ résultant et de sa composante tangentielle pour une tension appliquée de 8 kV. Comme première observation, il peut être noté que le champ résultant est largement supérieur à la composante tangentielle dans la zone de chevauchement. Comme le démontre les résultats du tableau IV-4, l'écart relatif minimal entre les valeurs du champ E tangentiel et résultant varie de 36,5% à plus de 711% dans la zone de chevauchement. Cet écart important est directement imputable à la contribution de la composante normale qui est supérieur à la composante tangentielle dans la zone 2 (zone de chevauchement). Cela démontre bien l'intérêt de tenir compte de l'intensité de la composante normale ou celle du champ résultant pour un meilleur dimensionnement de la zone de chevauchement revêtement conducteur et revêtement anti-effluves. En effet, le fait de ne considérer que la composante tangentielle du champ E pour le dimensionnement des matériaux anti-effluves, comme c'est le cas dans les travaux réalisés à ce jour, semble mener à une sous-estimation dans l'évaluation de l'efficacité des revêtements anti-effluves en termes de réduction des décharges partielles, tel que démontré par les résultats présentés à la figure IV-26. Cela démontre donc toute l'importance de devoir considérer également la contribution de la composante normale du champ électrique en ce qui a trait à la caractérisation des matériaux anti-effluves et leur capacité de réduction des décharges partielles.

Comme seconde observation, les résultats de la figure IV-26 permettent également de mettre en évidence le fait que la valeur maximale du champ électrique résultant ne correspond pas à celle de la composante tangentielle mais plutôt à celle de la composante normale, soit à environ 5 cm de la position correspondante à fin du revêtement conducteur.

Cela signifie que les décharges partielles auront plus tendance à apparaître dans cette zone et non pas au voisinage de la zone de fin du revêtement conducteur, comme il a été rapporté dans la littérature dont les travaux se basaient exclusivement sur la composante tangentielle du champ électrique.

Tableau IV-4 : Comparaison entre les valeurs du champ E résultant et tangentiel dans la zone de chevauchement à 8 kV.

| Position | Champ E tangentiel (kV/m) | Champ E résultant (kV/m) | Écart relatif (%) |
|-----------|---------------------------|--------------------------|-------------------|
| X = 30 mm | 9 | 73 | 711 |
| X = 40 mm | 28 | 113 | 304 |
| X = 50 mm | 140 | 191 | 36,5 |

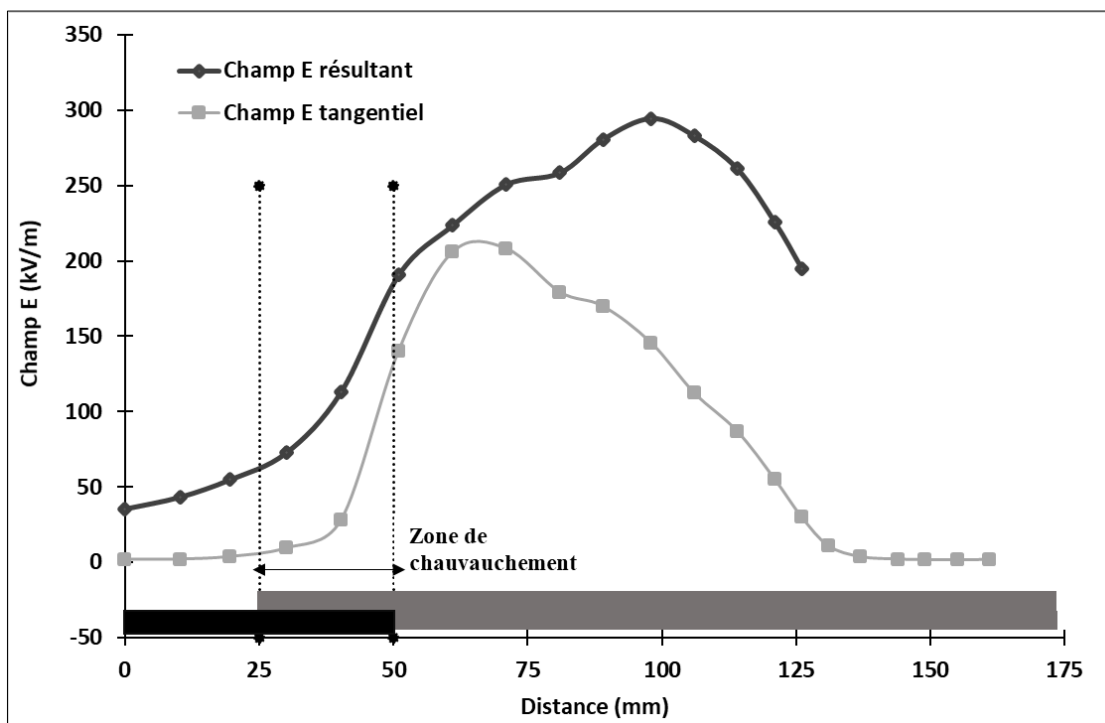


Figure IV-26 : Comparaison champ E résultant et tangentiel à 8 kV.

IV.5 Notion de champ limite de charge d'espace

La figure IV-27 présentent la distribution de la composante tangentielle du champ E obtenus pour les valeurs de tension appliquée de 8 kV et de 16 kV et qui sont comparées à celle obtenue pour une tension de 35 kV. Le choix d'appliquer 35 kV a été guidé par le fait que ce niveau de tension est un niveau critique d'apparition des décharges partielles à la surface du revêtement par-effluves et ainsi permettre d'étudier l'influence de ces dernières sur les distributions des composantes du champ électrique.

D'après les résultats de la figure IV-27, il peut être observé que lorsque la tension nominale passe de 16 kV à 35 kV (soit une augmentation de 118%) la valeur maximale de la composante tangentielle du champ E n'augmente que de 10,4%, tel que présenté dans le tableau IV-5. Cette variation est très faible par rapport au cas où la tension nominale passe de 8 kV à 16 kV (soit une augmentation de 100%) qui conduit à une augmentation de la valeur maximale de la composante tangentielle du champ E de 56,7%. Ainsi, à partir de 16 kV, l'augmentation de la tension appliquée semble avoir peu d'influence sur la valeur maximale du champ E.

Tableau IV-5 : Comparaison entre les valeurs maximales du champ E tangentiel en fonction de la tension nominale

| Tension appliquée (kV) | Valeur maximale du champ E (kV/m) | Écart relatif (%) |
|------------------------|-----------------------------------|-------------------|
| 8 | 208 | - |
| 16 | 326 | 56,7 |
| 35 | 360 | 10,4 |

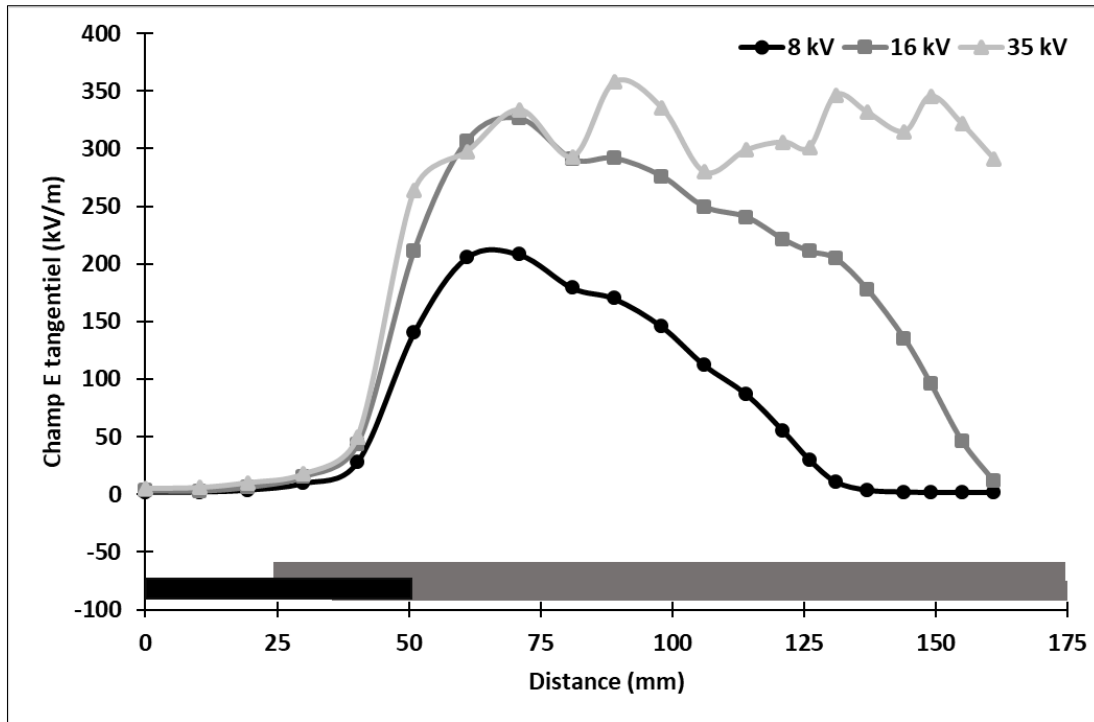


Figure IV-27 : Distribution de la composante tangentielle du champ E en fonction de la tension appliquée.

La faible variation de la valeur maximale du champ E lorsque la tension nominale passe de 16 kV à 35 kV s'explique par la théorie du champ limite de charge d'espace [7, 13]. En effet, étant donné que la conductivité de certains diélectriques non-linéaires est une fonction du champ électrique, la théorie du champ limite de charge d'espace permet, à partir d'une certaine valeur du champ électrique (E_{lim}), la formation des charges d'espaces dans le diélectrique afin de limiter la valeur du champ. Autrement dit, la conductivité électrique du diélectrique augmente jusqu'à rendre ce dernier conducteur [22].

D'après cette théorie, la valeur maximale de la composante tangentielle du champ E dans un diélectrique non -linéaire peut être prédite pour un champ électrique alternatif

avec une fréquence f connue. En effet, le champ électrique dans un diélectrique est limité à une valeur E_{lim} déterminée approximativement par l'équation suivante [13, 68] :

$$\sigma(E_{lim}) = \varepsilon \cdot \omega \quad (4.2)$$

Comme présenté dans la littérature, le comportement d'un système à gradient de potentiel (revêtement anti-effluves) dépend des valeurs des courants résistif (σ) et capacitif ($\varepsilon \cdot \omega$), comme présenté par l'équation suivante [53] :

$$J = J_R + jJ_C = \sigma E + j\varepsilon\omega E \quad (4.3)$$

Ainsi, pour un champ électrique faible, $\varepsilon \cdot \omega$ est généralement plus grand que $\sigma(E)$, ce qui signifie que le gradient de potentiel est dominé par le courant capacitif. Cependant, pour les champs électriques élevés, le courant de conduction augmente significativement et peut devenir supérieur à $\varepsilon \cdot \omega$. Lorsque cette situation se produit, le gradient de potentiel est dominé par le courant de conduction. Sur la base de ces considérations, il peut être conclut que le champ dans un diélectrique sera limité à une valeur E_{lim} , déterminée approximativement par l'équation 4.2, étant donné que pour les champs plus élevés, $\sigma(E)$ augmentera et gouvernera la réduction du champ E .

D'après ce qui a été présenté dans la revue de la littérature, la conductivité électrique est une fonction du champ E et s'exprime par l'équation 2.9

En combinant les équations 4.2 et 2.9, le champ limite peut être déterminé par l'équation

4.4

$$E_{lim} = \left[\frac{1}{n} \ln \left(\frac{\varepsilon\omega}{\sigma_0} \right) \right]^{3/2} \quad (4.4)$$

Avec n le coefficient de non-linéarité du matériau, ε la permittivité diélectrique du matériau, ω la pulsation et σ_0 la conductivité électrique initiale.

Ainsi, dans les conditions de cette étude, la valeur calculée du champ limite de charge d'espace à partir de la conductivité électrique mesurée est de 888 kV/m qui correspond à la valeur du champ à l'intérieur du diélectrique et non dans l'air.

IV.6 Détermination de l'orientation du champ électrique à la surface d'une barre statorique

Il s'agit dans cette section d'analyser l'orientation θ du champ électrique à la surface de l'isolation principale d'une barre statorique tel qu'illustré sur la figure IV-29. Elle a été déterminée à partir des composantes tangentielle (E_{tan}) et normale (E_{nor}) du champ électrique présentées dans les sections précédentes.

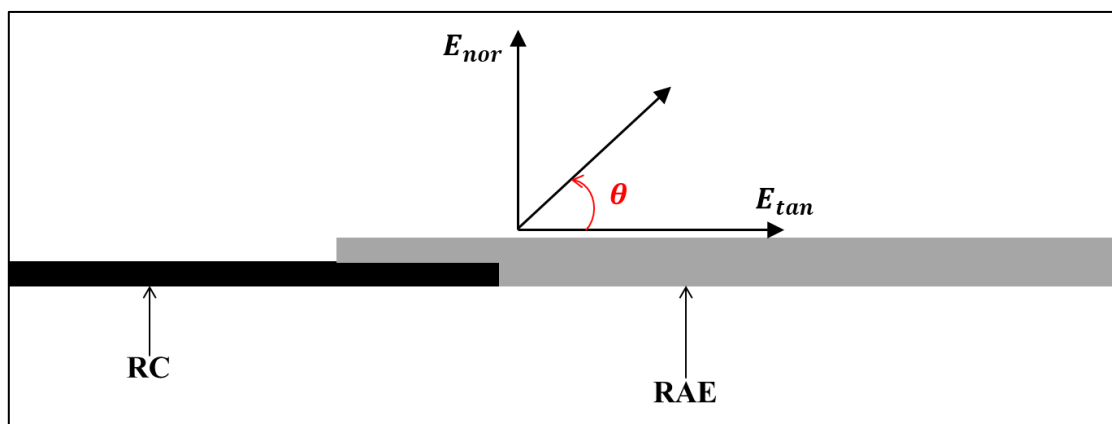


Figure IV-28 : Illustration de l'orientation du champ électrique à la surface d'une barre statorique

L'orientation du champ électrique a été déterminée à travers l'équation suivante :

$$\theta(rad) = \tan^{-1} \left(\frac{E_{nor}}{E_{tan}} \right) \quad (4.5)$$

Les résultats présentés sur la figure IV-26 démontre que l'orientation θ est constant le long du revêtement conducteur. Cela s'explique par le fait que le champ normal est dominant à la surface d'un conducteur tandis que le champ tangentiel est théoriquement nul. Ainsi, le rapport entre la composante normale par rapport à la composante tangentielle donne une valeur presque constante. Cependant, à partir de la jonction RC/RAE, l'orientation θ diminue lorsque la tension appliquée augmente. Cela s'explique par le fait que lorsque la tension augmente, la variation de la composante tangentielle est plus significative que celle de la composante normale du champ électrique.

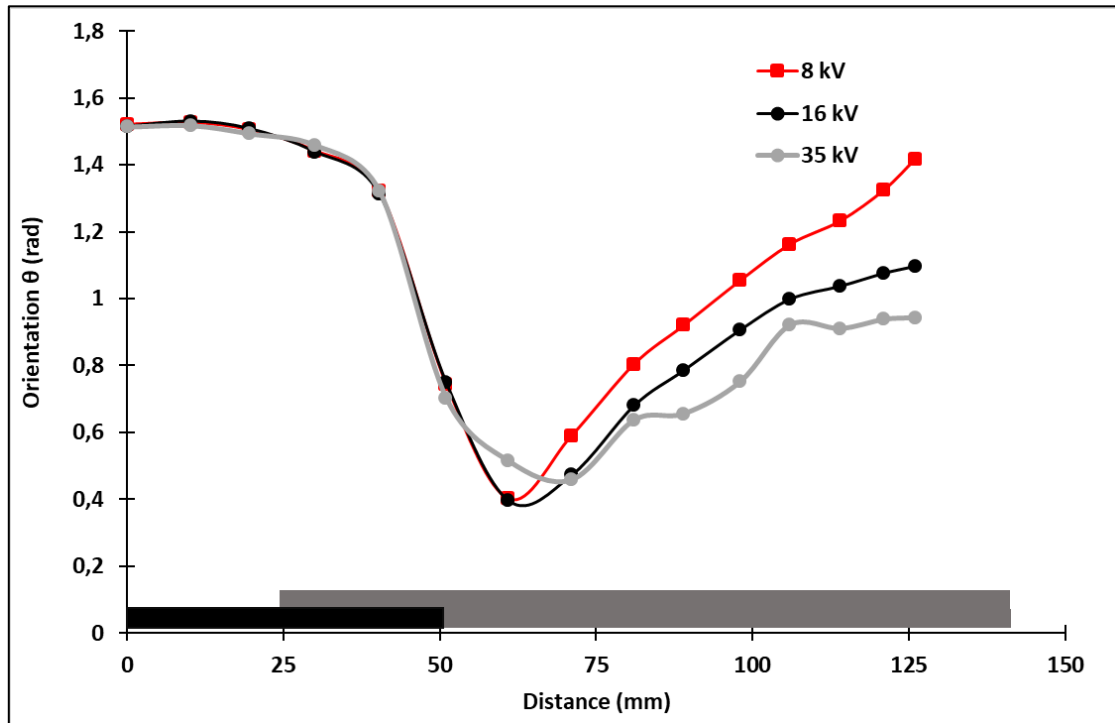


Figure IV-29 : Orientation du champ E résultant à la surface de la barre.

IV.7 Évolution temporelle des composantes tangentielle et normale du champ électrique à 8 kV

IV.7.1 Formes d'ondes temporelles des composantes tangentielle et normale du champ électrique à 8 kV

Le système de mesure utilisé dans ce travail permet également d'observer l'évolution temporelle des composantes tangentielle et normale du champ électrique pour chaque point de mesure. Ceci constitue un résultat très original car aucun des systèmes de mesure employés dans les travaux antérieurs n'offraient cette possibilité. Les résultats ainsi obtenus permettent non seulement d'approfondir les connaissances sur les distributions des composantes du champ E mais aussi de disposer d'un outil supplémentaire pour l'analyse des performances des revêtements anti-effluves.

Pour obtenir les formes d'onde temporelles des composantes normale et tangentielle du champ E , des points de mesure ont été considérés le long de la surface de la barre selon trois zones distinctes, tel qu'illustré sur la figure IV-30. Les zones 1, 2 et 3 correspondent respectivement aux régions du revêtement conducteur (0 à 25 mm), du chevauchement RC/RAE (25 mm à 50 mm) et du revêtement anti-effluves (50 mm à l'extrémité de barre).

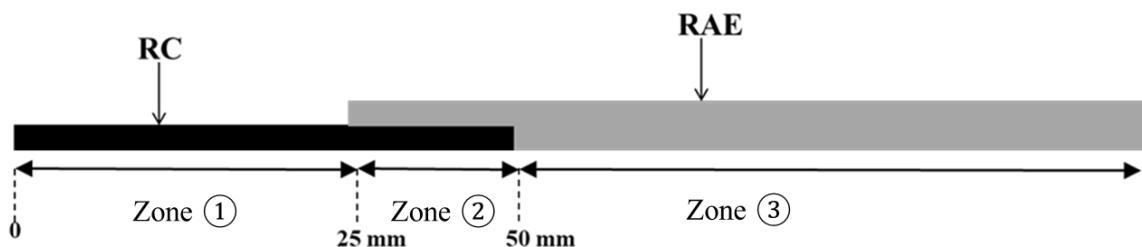


Figure IV-30 : Position des points de mesure des formes d'onde temporelles du champ E .

D'après la figure IV-31 qui ne prend pas en compte toutes les formes d'onde obtenues mais seulement les plus significatives, il peut être observé que la composante tangentielle du champ électrique demeure relativement sinusoïdale sur toute la ligne de mesure avec une légère distorsion du signal pour les points à partir des points situés à 81 mm et au-dessus. Comme il peut être observé sur la figure IV-20, le point à 81 mm correspond au point en lequel la composante normale devient supérieure à la composante tangentielle. Pour ce qui est du déphasage entre les différentes formes d'onde, étant donné qu'aucun référentiel temporel n'a été enregistré pendant l'acquisition des signaux, il devient alors difficile de pouvoir discuter de leur évolution respective.

En ce qui concerne l'évolution temporelle de la composante normale du champ électrique présentée à la figure IV-32, il est possible de constater une déformation de la forme d'onde dépendamment du point de mesure considéré. En effet, le long du revêtement conducteur, la forme d'onde de la composante normale du champ électrique est sinusoïdale pour les points à 30 et 40 mm. Cependant, à partir de la jonction RC/RAE, située à 50 mm (figure IV-30), une déformation de la forme d'onde de la composante normale peut être observée. En effet, la forme d'onde de la composante normale passe d'une forme quasi sinusoïdale (51 mm) à une forme quasi triangulaire (81 mm) pour redevenir quasi sinusoïdale (114 mm). La déformation de la forme d'onde la plus remarquable est cependant obtenue au point intermédiaire situé à 61 mm. Ce point particulier correspond en fait au point en lequel l'intensité de la composante normale est minimale et celle de la composante tangentielle maximale, comme le montre les résultats des figures IV-20 et IV-31. Tout comme la composante normale semble influencée la forme

d'onde de la composante tangentielle, tel que décrit précédemment pour les résultats de la figure IV-31 à partir de 81 mm, la composante tangentielle influence également la composante normale lorsque qu'elle est supérieure en intensité à cette dernière. Il semble donc exister une influence mutuelle entre les formes d'ondes des composantes normale et tangentielle du champ électrique dépendamment de leur intensité respective.

Cette déformation est attribuable à la non-linéarité de la conductivité électrique du revêtement anti-effluves. En effet, et comme le montre la figure IV-33 obtenue par simulation numérique, la composante normale du champ E reste sinusoidale en absence de revêtement-anti-effluves. En conséquence, la forme d'onde temporelle de la composante normale du champ E peut être utilisée pour vérifier la non-linéarité de la conductivité électrique des revêtements anti-effluves lors des opérations de maintenance des barres statoriques où à la conception des alternateurs. Cependant, il faudra pour cela procéder d'abord à l'analyse de la forme d'onde temporelle de la composante normale du champ électrique en utilisant une barre statorique vieillie.

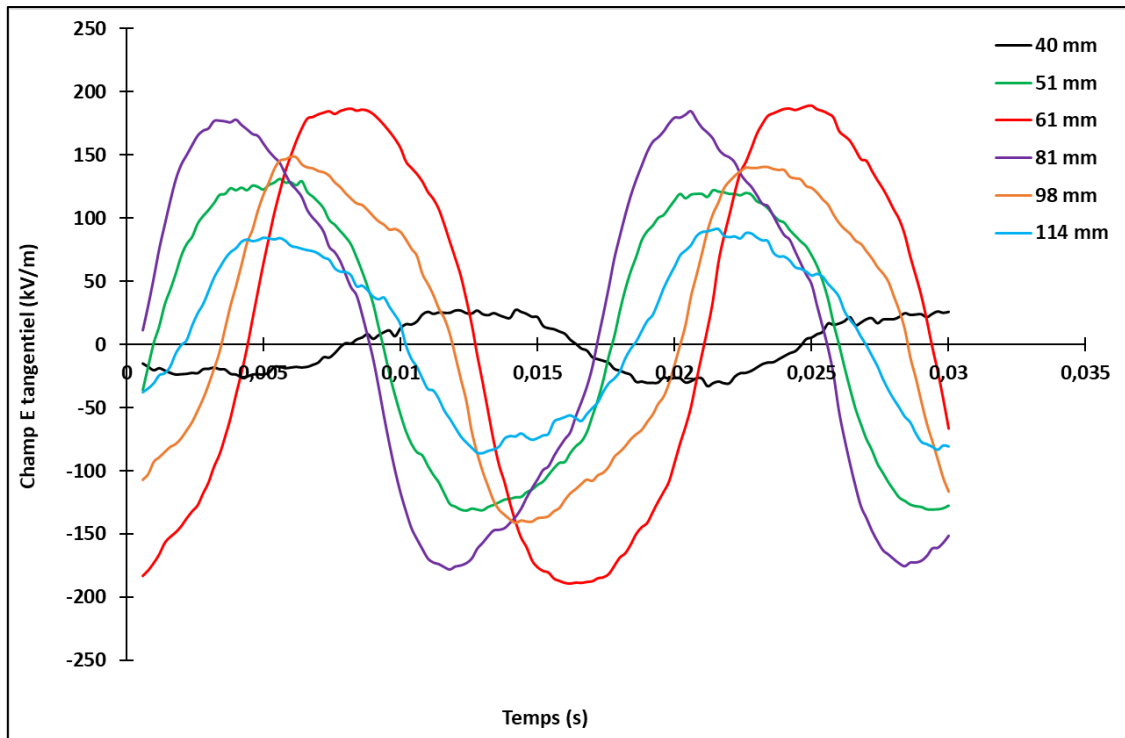


Figure IV-31 : Évolution temporelle de la composante tangentielle du champ E à 8 kV.

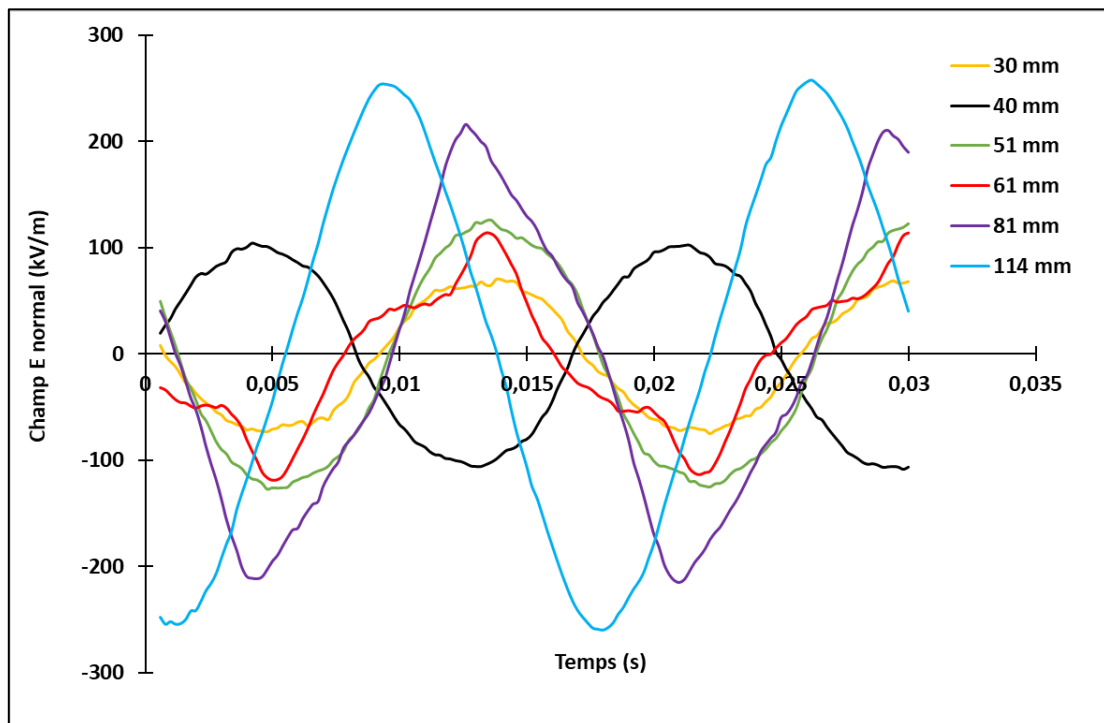


Figure IV-32 : Évolution temporelle de la composante normale du champ E à 8 kV.

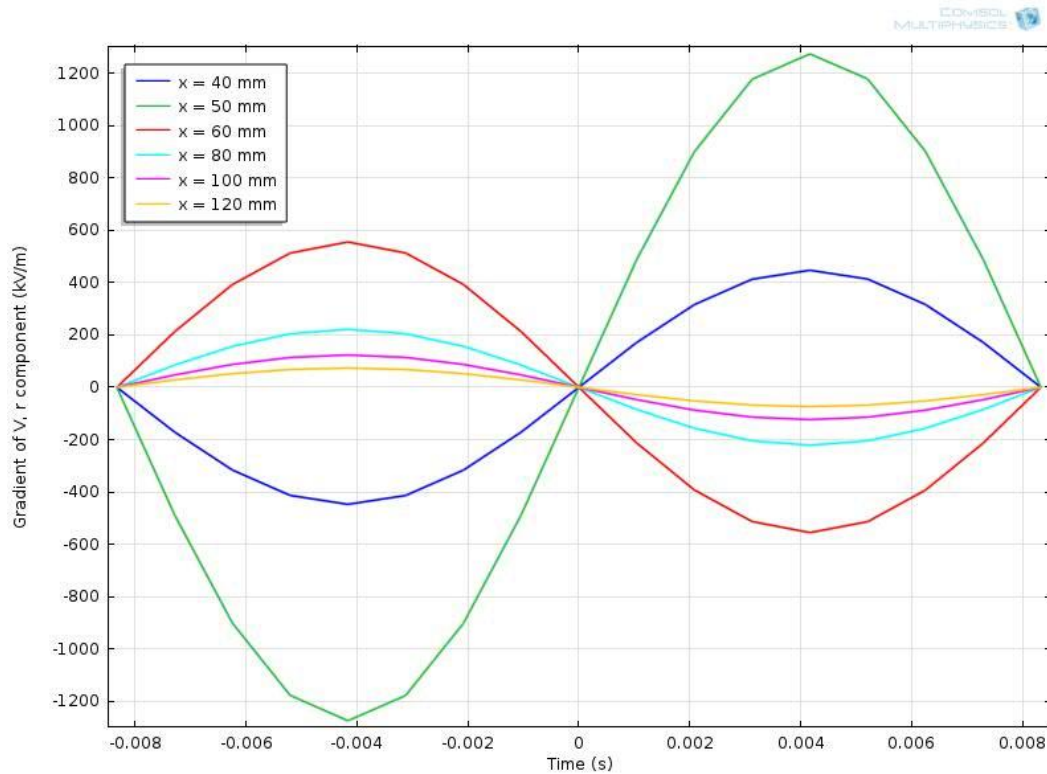


Figure IV-33 : Formes d'onde temporelles de la composante normale du champ E sans la présence du revêtement anti-effluves à 8 kV.

IV.7.2 Analyse de Fourier des formes d'onde temporelles de la composante normale du champ électrique à 8 kV

Il a été obtenu à la figure IV-32 qu'une déformation des formes d'onde temporelle de la composante normale du champ électrique existait à partir de la jonction RC/RAE. Dans le but d'approfondir l'analyse de ce phénomène, nous avons réalisé une analyse fréquentielle en utilisant le développement en série de fourrier des formes d'ondes temporelles de la composante normale du champ électrique présenté sur la figure IV-32. Les spectres d'amplitude ainsi obtenus, en utilisant l'application disponible dans Matlab, sont présentés sur les figures IV-34 et IV-35.

Les résultats de la figure IV-34 confirment, dans un premier temps, que les formes d'ondes de la composante normale obtenues pour 30 mm est sinusoïdale avec des harmoniques d'amplitude négligeable (inférieur à 10% du fondamental). Dans la zone de chevauchement, la composante normale est principalement régie par le revêtement conducteur (RC) qui permet ainsi de maintenir sa forme d'onde sinusoïdale tant que l'intensité de la composante normale reste largement supérieure à celle de la composante tangentielle (voir figure IV-20). À l'approche de la jonction RC/RAE, l'intensité de la composante tangentielle croît rapidement comparé à celle de la composante normale et l'influence du revêtement RC se fait moins sentir, expliquant ainsi l'apparition de l'harmonique de rang 3 pour 40 mm et le début de la déformation de la forme d'onde. Passé la jonction RC/RAE (51 mm), la déformation de la forme d'onde s'accroît (amplitude de l'harmonique 3 augmente) puisque le revêtement RC n'est plus présent et que l'intensité de la composante tangentielle domine. L'effet de non-linéarité du revêtement RAE se fait de plus en plus sentir.

Pour 61 mm, tel qu'observé à la figure IV-35, la forme d'onde de la composante normale est fortement déformée, expliquant ainsi l'augmentation de l'intensité de l'harmonique 3 comparativement au fondamental (supérieur à 30 % du fondamental) ainsi que l'apparition des harmoniques 5 et 7. La faible amplitude du fondamental s'explique par le fait qu'à cette position, l'intensité de composante normale est minimale et maximale pour la composante tangentielle. À 81 mm, les harmoniques 3, 5 et 7 sont encore présentes mais tendent à diminuer en amplitude au fur à mesure que l'on s'éloigne de la jonction RC/RAE, comme illustré par la figure IV-35 pour 114 mm

Les résultats de l'analyse harmonique de la forme d'onde temporelle de la composante normale sont intéressants car ils permettent de mettre en lumière l'influence mutuelle des composantes du champ électrique. Également, l'analyse harmonique des formes d'onde temporelle de la composante normale du champ électrique peut être utilisée comme un outil supplémentaire pour analyser les performances des revêtements anti-effluves présents sur les barres statoriques. Par exemple et tel que démontré précédemment, l'étude de l'harmonique 3 peut permettre de détecter plus facilement la jonction RC/RAE, au même titre que l'harmonique 5 peut permettre d'identifier la position du maximum de la composante tangentielle (ou le minimum de la composante normale). Ce sont donc des indices à explorer.

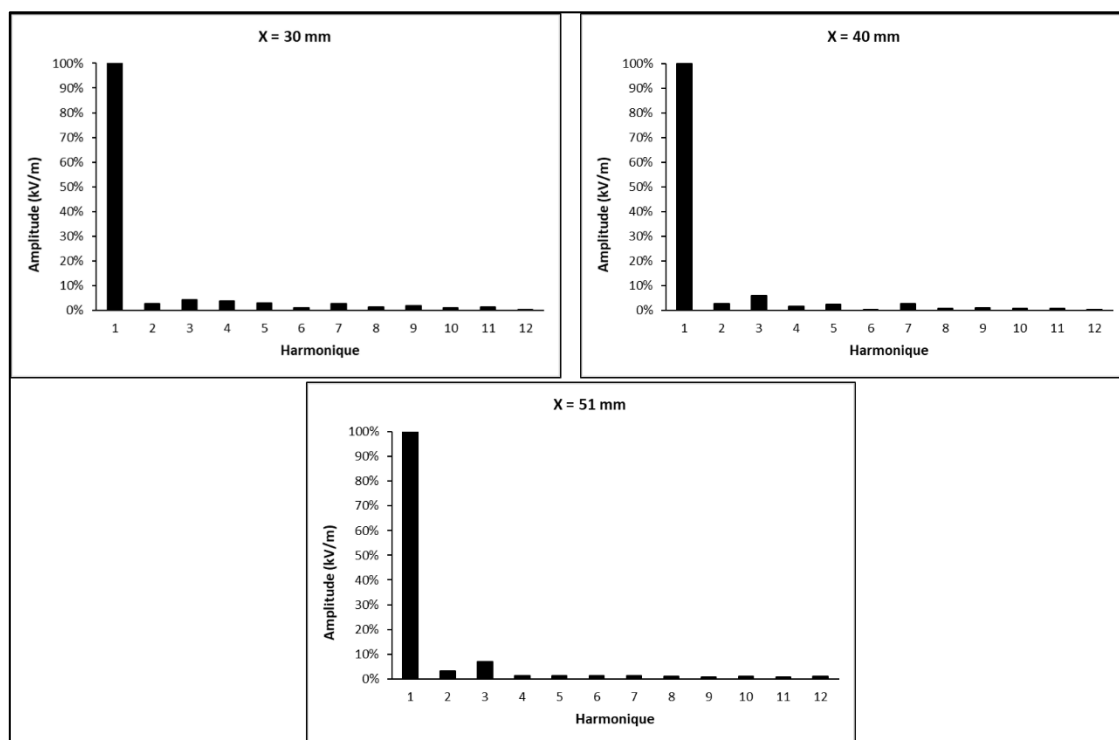


Figure IV-34 : Spectre d'amplitude des formes d'onde temporelles de la composante normale du champ E à 30 mm, 40 mm et 51 mm.

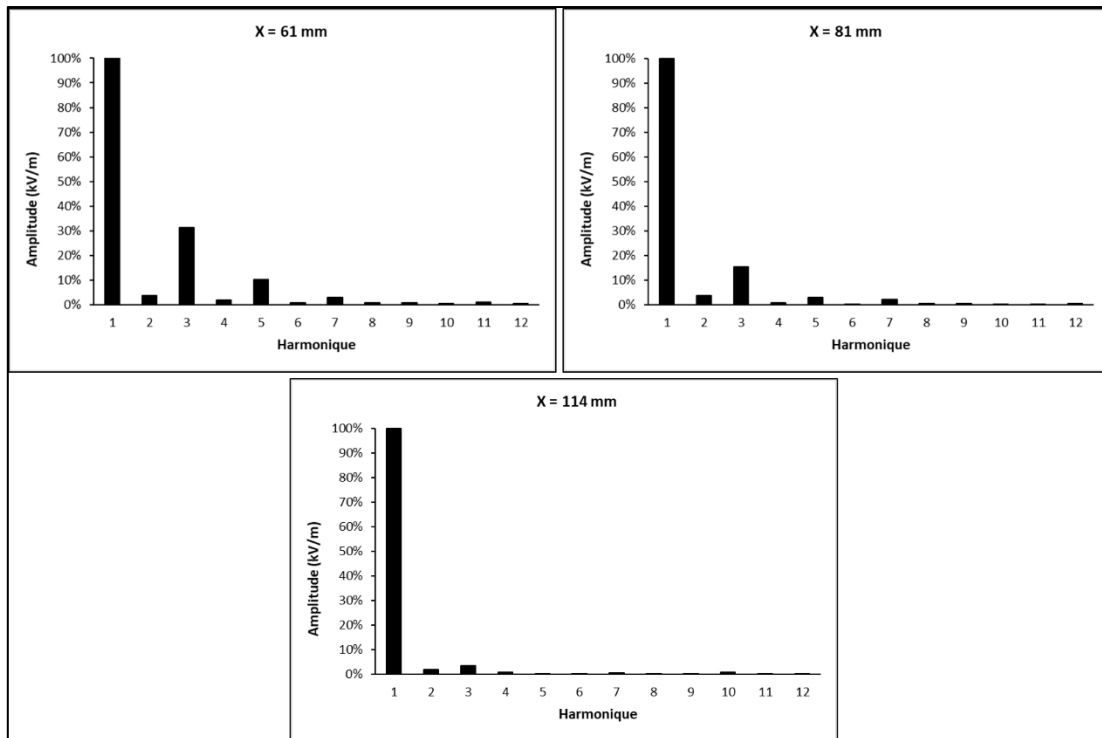


Figure IV-35 : Spectre d'amplitude des formes d'onde temporelles de la composante normale du champ E à 61 mm, 81 mm et 114 mm.

IV.8 Conclusion partielle

Grâce à l'utilisation d'une nouvelle méthode de mesure de champ électrique EO de nouvelle génération, il a été possible de mesurer directement, pour la première fois, les distributions de la composante tangentielle et normale du champ électrique à la surface d'un revêtement anti-effluves présent sur une barre statorique réelle. Il a été ainsi possible d'étudier l'influence de la tension appliquée sur la distribution spatiale de la valeur efficace des composantes normale et tangentielle ainsi que leur forme d'onde temporelle et également de mettre en évidence leur influence mutuelle ainsi que l'influence des

revêtements RC et RAE. Des différents résultats originaux obtenus, les conclusions partielles suivantes peuvent être faites :

- La distribution spatiale de la composante tangentielle obtenue par la mesure directe est en accord avec les différents résultats issus de la littérature, démontrant ainsi la validité de la méthode utilisée. Cette dernière présente une valeur maximale en sortie de la jonction RC/RAE qui augmente avec la tension appliquée mais en gardant la même position le long du revêtement RAE. Par contre, la largeur de la zone de champ intense semble augmenter avec l'augmentation de la tension appliquée.
- La mesure de la distribution spatiale de la composante normale réalisée expérimentalement est une première dans le domaine de recherche en lien avec les revêtements anti-effluves. Les seules données disponibles jusqu'à ce jour étaient issues de simulations numériques. Les résultats obtenus ont ainsi permis de démontrer l'importance à apporter à cette composante qui avait jusqu'à aujourd'hui été négligée. En particulier, sa contribution dans la résultante du champ électrique est importante et doit être prise en compte dans tout phénomène d'apparition de décharges partielles, qui ne doivent pas être uniquement régis par la composante tangentielle, comme rapporté dans la littérature.
- La comparaison des distributions spatiales des deux composantes démontre qu'il existe une zone de grand intérêt débutant à la fin du revêtement conducteur pour laquelle la composante tangentielle devient supérieure à la

composante normale et pour laquelle l'intensité de cette dernière est minimale tandis que celle de la composante tangentielle est maximale. La largeur de cette zone semble augmenter avec l'augmentation de la tension appliquée.

- Pour une tension de 8 kV, la forme d'onde temporelle de la composante tangentielle du champ E demeure relativement sinusoïdale le long du revêtement anti-effluves avec une variation de l'amplitude du signal dépendamment du point de mesure.
- Pour la composante normale, sa forme d'onde temporelle passe d'une forme sinusoïdale dans la zone de chevauchement des revêtements RC et RAE pour une forme triangulaire dans la zone où réside seulement le revêtement RAE. La plus importante distorsion est obtenue lorsque l'intensité de la composante tangentielle est maximale ou minimale pour la composante normale. Cela a été confirmé par l'analyse fréquentielle des formes d'ondes temporelles qui a mis en évidence l'apparition d'harmoniques impaires de rang 3 et 5 qui sont maximum pour ce point particulier.

CHAPITRE V

RÉSULTATS NUMÉRIQUES

V.1 Introduction

L'essence de tout travail de recherche est de permettre d'approfondir les connaissances sur un sujet donné. Cela passe par la communication des différentes observations faites et d'en fournir les explications nécessaires pour leur compréhension. Ainsi, cette section se propose de présenter les résultats numériques obtenus dans le cadre de ce travail de recherche et de les analyser.

L'étude numérique a porté essentiellement sur le développement d'un modèle tridimensionnel (3D) d'une barre statorique utilisant la géométrie réelle de cette dernière. Les calculs numériques des distributions des composantes normale et tangentielle du champ électrique et de la température ont été effectués en utilisant l'approche surfacique dans le but d'éviter les problèmes de convergence rencontrés avec le développement d'un tel modèle. Par ailleurs, l'applicabilité de l'approche surfacique aux modèles 2D axisymétrique et 3D simplifié d'une barre statorique a été préalablement vérifiée. Les résultats numériques obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux présentés dans le chapitre IV.

V.2 Modèle 2D axisymétrique d'une barre statorique

En utilisant les procédures présentées à la section II.V.4.2, les distributions des composantes tangentielle et normale du champ électrique et de la température ont été calculées. L'étude a été axée sur la comparaison des distributions obtenues avec en utilisant les approches surfacique et volumique. Les simulations ont été réalisées dans le domaine temporel avec une tension nominale de 8 kVrms et une fréquence de 60 Hz en utilisant les propriétés thermoélectriques présentées dans le tableau V-1.

Les figures V-1 et V-2 présentent respectivement les distributions du champ E tangentiel suivant une ligne de référence située respectivement à 3 mm de la surface de l'isolation principale et directement à la surface de cette dernière. La figure V-3 présente la distribution de la température le long d'une ligne droite située à la surface de l'isolation principale tandis que la figure V-4 présente la distribution de la composante normale du champ électrique à 3mm de la surface de l'isolation de masse.

La conformité des résultats obtenus avec l'approche surfacique et volumique est évidente sur les différentes figures.

Le tableau V-2 présente une comparaison entre les valeurs maximales des distributions des composante du champ E et de la température. L'erreur relative entre les valeurs maximales du champ E tangentiel obtenues avec les approches volumique et surfacique est de 3% pour la ligne de référence située à 3 mm de la surface et de 2,1% pour celle située à la surface de l'isolation principale. L'erreur relative maximale est de 10,85% pour la composante normale du champ E et est obtenue pour la valeur maximale de cette

dernière. La valeur de l'erreur relative décroît à 0,47% pour la distribution de la température obtenue pour une ligne de référence située à la surface de l'isolation de principale.

Tableau V-1 : Propriétés thermoélectrique des différents matériaux [7, 13].

| Matériaux | Permittivité relative ϵ_r | Conductivité électrique $\sigma(S/m)$ | Conductivité thermique $k(W/m * K)$ |
|----------------------|------------------------------------|---|-------------------------------------|
| Air | 1 | 0 | 0,026 |
| Conducteur | 1 | $5,998.10^7$ | 400 |
| Stator | 1 | $4,032.10^6$ | 44,5 |
| Isolation principale | 6 | 0 | 0,26 |
| RC | 100 | 1 | 0,29 |
| RAE | 15 | $2.10^{-9} * \exp(1,05.10^{-3} * E^{0,67})$ | 0,46 |

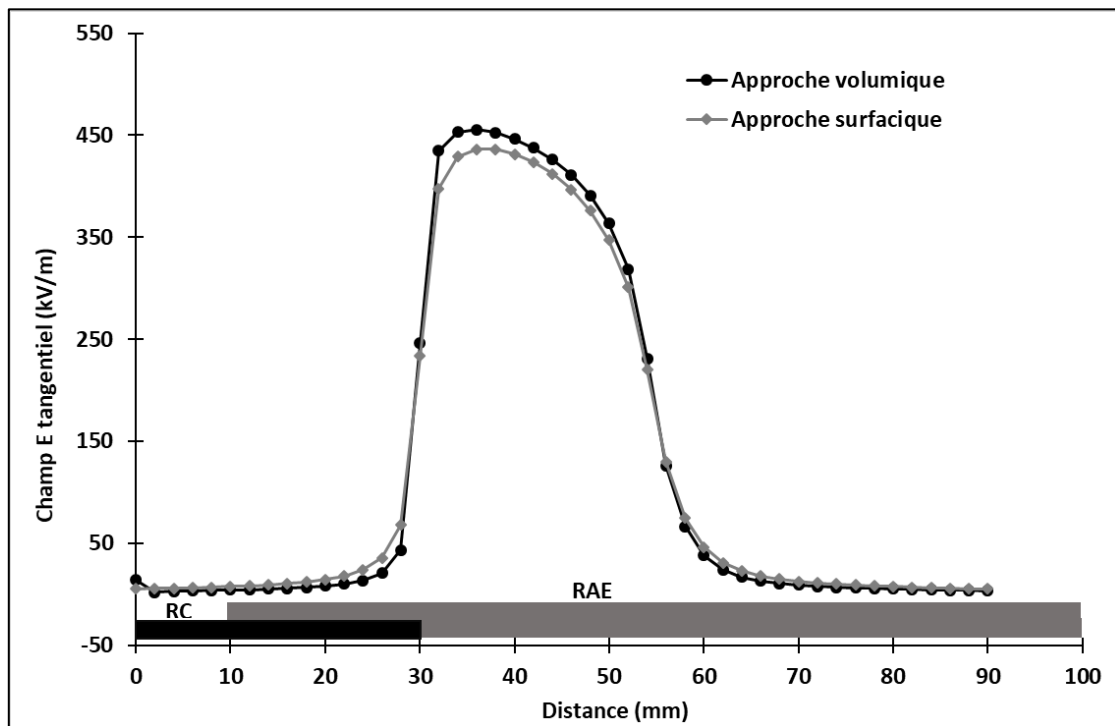


Figure V-1 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la composante tangentielle du champ E à 3 mm de la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D.

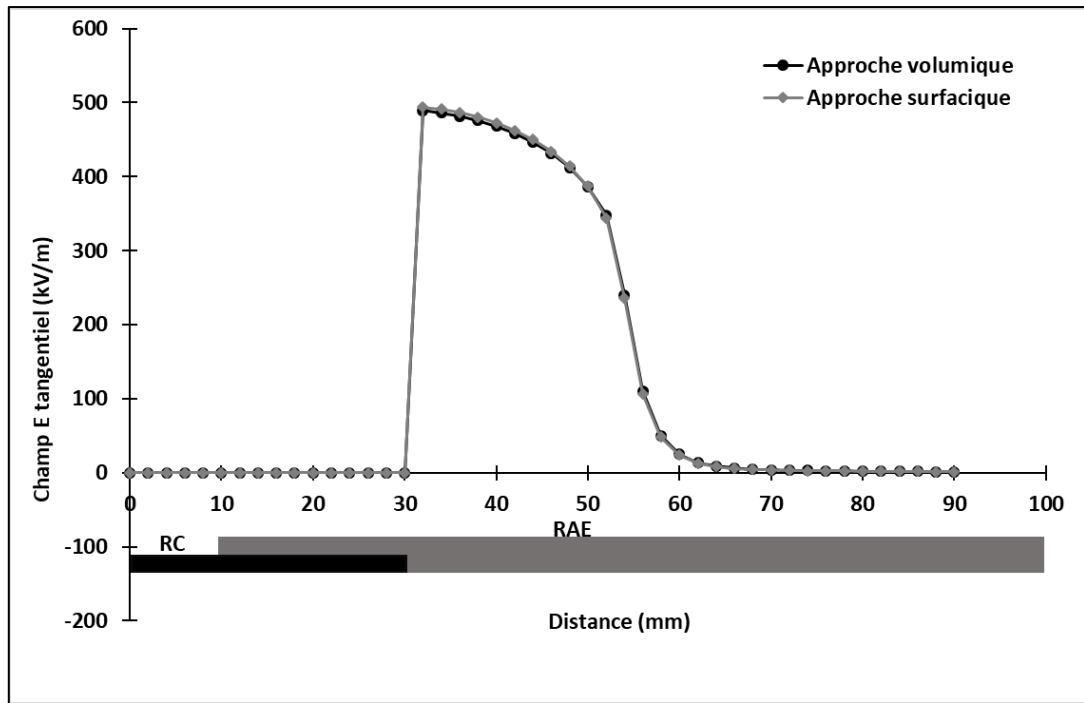


Figure V-2 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la composante tangentielle du champ E à la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D.

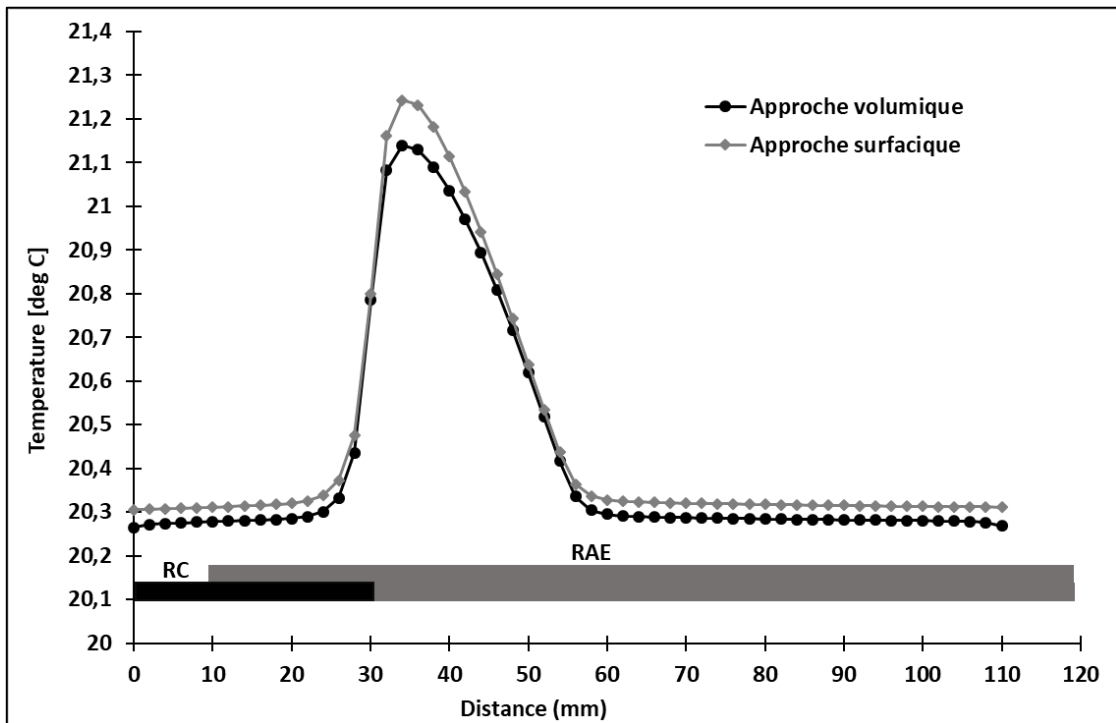


Figure V-3 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la température à la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D.

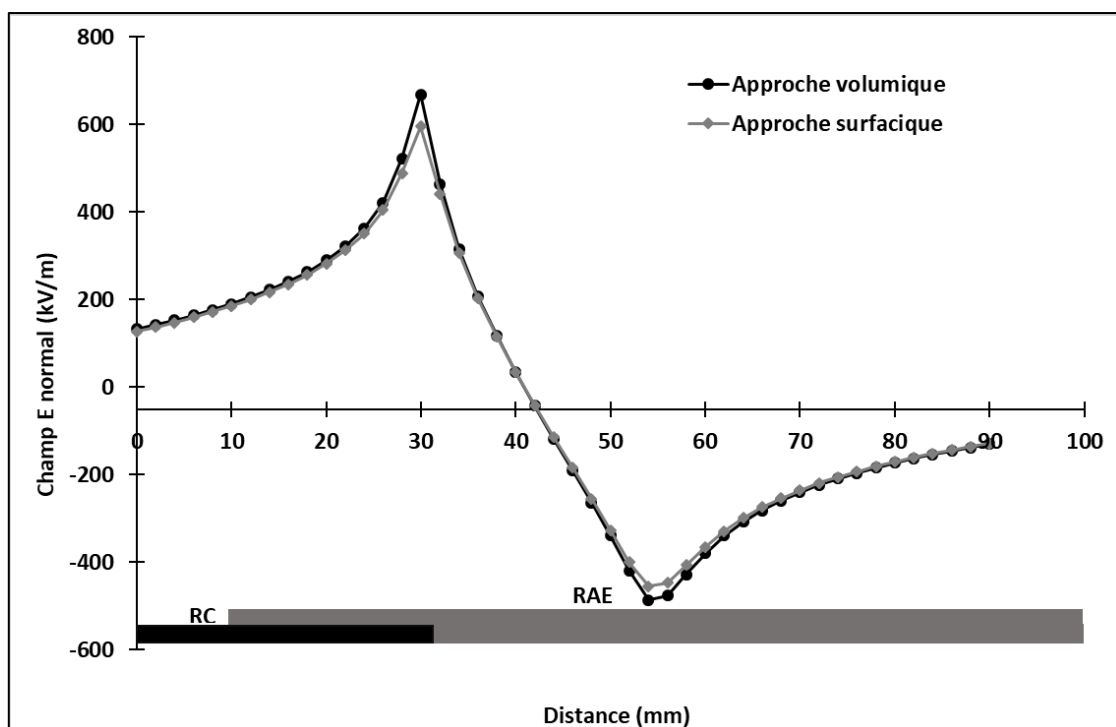


Figure V-4 : Comparaison entre l'approche surfacique et volumique pour la distribution de la composante normale du champ E à 3 mm de la surface de l'isolation principale pour une configuration 2D.

Tableau V-2 : Comparaison entre les valeurs maximales du champ E axial et de la température obtenues pour une configuration 2D.

| | Approche volumique | Approche surfacique | Écart relatif (%) |
|--|--------------------|---------------------|-------------------|
| Champ E axial (kV/m) à la surface de l'isolation de masse | 490 | 494 | -0,82 |
| Champ E axial (kV/m) à 3mm la surface de l'isolation de masse | 455 | 434 | 4,6 |
| Champ E normal (kV/m) à 3mm la surface de l'isolation de masse | 668 | 596 | 10,77 |
| Température (°C) à la surface de l'isolation de masse | 21,14 | 21,24 | -0,47 |

V.3 Modèle 3D d'une barre statorique plate

Le développement d'un modèle 3D d'une barre statorique plate (étirée) permet la prise en compte des effets de bords contrairement à un modèle 2D axisymétrique (modèle cylindrique). En outre, ce modèle a permis de comparer les distributions obtenues avec le modèle 3D d'une barre statorique réelle. Ainsi, en utilisant la procédure détaillée à la section III.5.3, les résultats des distributions obtenues avec les approches volumique et surfacique ont été comparées. Les simulations ont été réalisées dans le domaine temporel avec une tension nominale de 8 kV et une fréquence de 60 Hz en utilisant les propriétés thermoélectriques présentées dans le tableau V-3.

Les figures V-4 et V-5 présentent respectivement les distributions des composantes tangentielle et normale du champ électrique suivant une ligne de référence située à 3 mm de la surface de l'isolation principale. La figure V-6 présente la distribution de la température pour une ligne de référence située à la surface de l'isolation principale.

La conformité des résultats obtenus avec l'approche surfacique et volumique est évidente sur les différentes figures présentées. Par ailleurs, le tableau V-4 présente une comparaison entre les valeurs maximales des distributions des composantes du champ électrique et de la température. Il peut être observé que l'erreur relative entre les valeurs maximales obtenues avec les approches volumique et surfacique est de 6,2% et 4,88% respectivement pour les composantes tangentielle et normale. La valeur de l'erreur relative est de 0,14% pour la distribution de la température.

La comparaison du temps de calcul de la solution numérique permet de se rendre compte du gain important réalisé dans l'utilisation de l'approche surfacique. En effet, le

temps de calcul obtenu avec l'approche volumique est supérieur de près de cinq (5) fois celui de l'approche surfacique. Cela s'explique par le fait que le nombre d'éléments du maillage est 21449 et 5750 respectivement pour l'approche volumique et l'approche surfacique. Ce résultat met en évidence la pertinence d'utiliser l'approche surfacique développée dans cette étude. En effet, outre le fait que l'approche surfacique n'affecte pas la précision des résultats obtenus, il permet de réduire de manière significative le temps de calcul de la solution numérique dans le cas d'une modélisation tridimensionnelle.

La figure V-7, qui présente la distribution surfacique de la température, illustre l'influence de l'effet de bord. En effet, la température est plus élevée sur les bords qu'au niveau des surfaces latérales de la barre statorique du fait que le champ E_y est plus élevé.

Tableau V-3 : Propriétés thermoélectriques des matériaux pour les études numériques 3D

| Matériaux | Permittivité relative ϵ_r | Conductivité électrique $\sigma(S/m)$ | Conductivité thermique $k(W/m * K)$ |
|----------------------|--|--|---|
| Air | 1 | 0 | 0,026 |
| Conducteur | 1 | $5,998.10^7$ | 400 |
| Stator | 1 | $4,032.10^6$ | 44,5 |
| Isolation principale | 6 | 0 | 0,26 |
| RC | 100 | 1 | 0,29 |
| RAE | 15 | $2.10^{-11} \times \exp(2,8 \times 10^{-3} \times E^{0,67})$ | 0,46 |

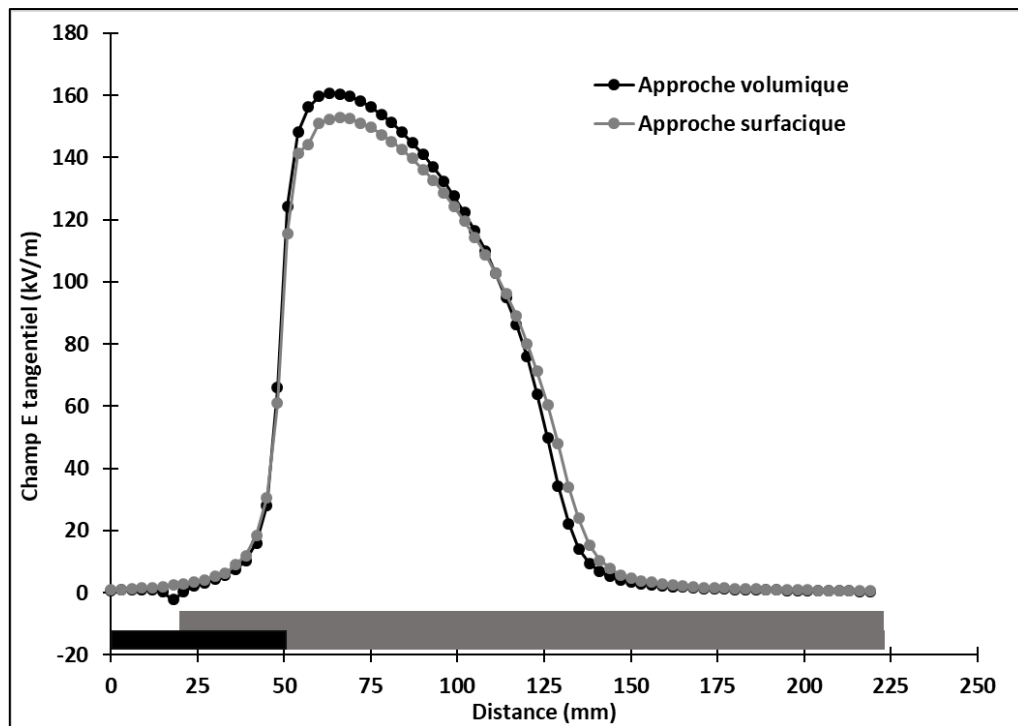


Figure V-5 : Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ E pour le modèle 3D d’une barre statorique plate.

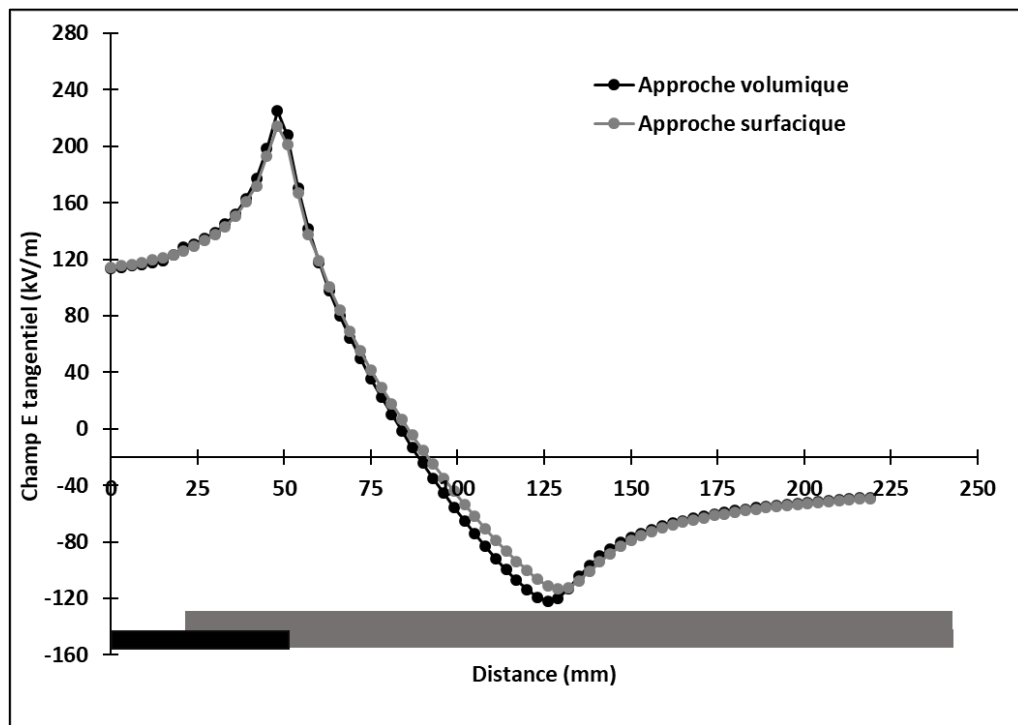


Figure V-6 : Comparaison des distributions de la composante normale du champ E pour le modèle 3D d’une barre statorique plate.

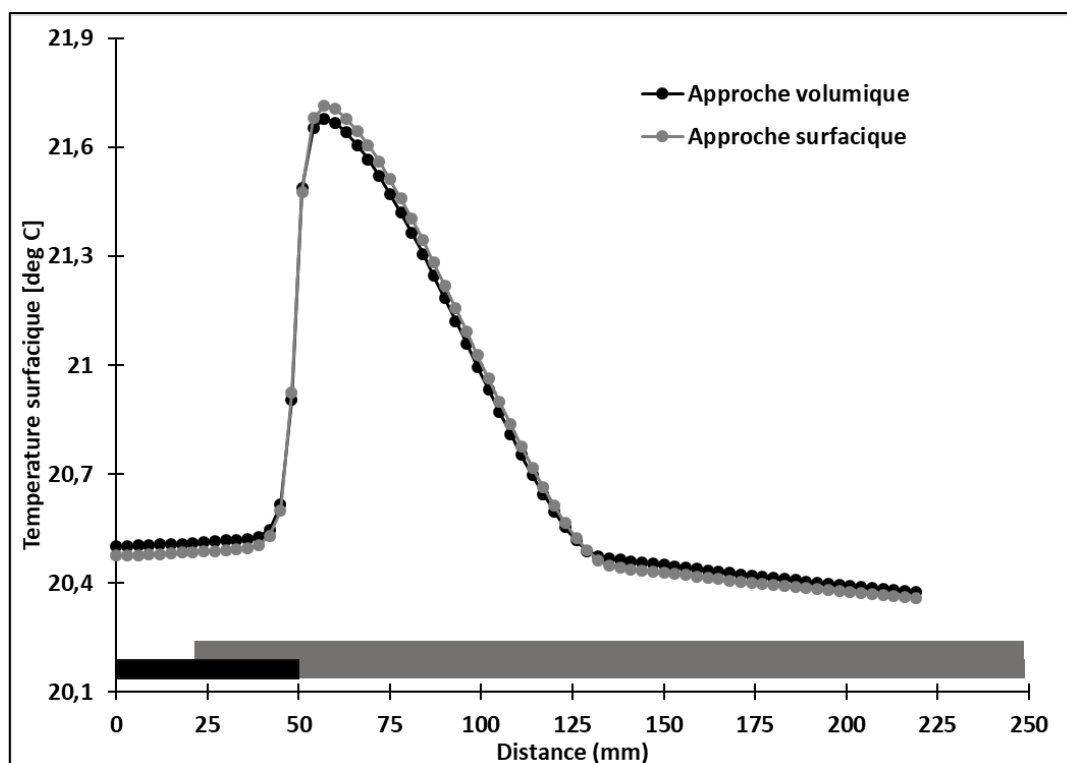


Figure V-7 : Comparaison des distributions de la température pour le modèle 3D d'une barre statorique plate.

Tableau V-4 : Comparaison entre les valeurs maximales des composantes du champ E et de la température pour le modèle 3D d'une barre statorique plate

| | Approche volumique | Approche surfacique | Erreur relative (%) |
|--|--------------------|---------------------|---------------------|
| Champ E tangentiel (kV/m) à 3mm la surface de l'isolation de masse | 161 | 151 | 6,2 |
| Champ E normal (kV/m) à 3mm la surface de l'isolation de masse | 225 | 214 | 4,88 |
| Température (°C) à la surface de l'isolation de masse | 21,68 | 21,71 | -0,14 |
| Temps de simulation | 94 heures | 17 heures | |

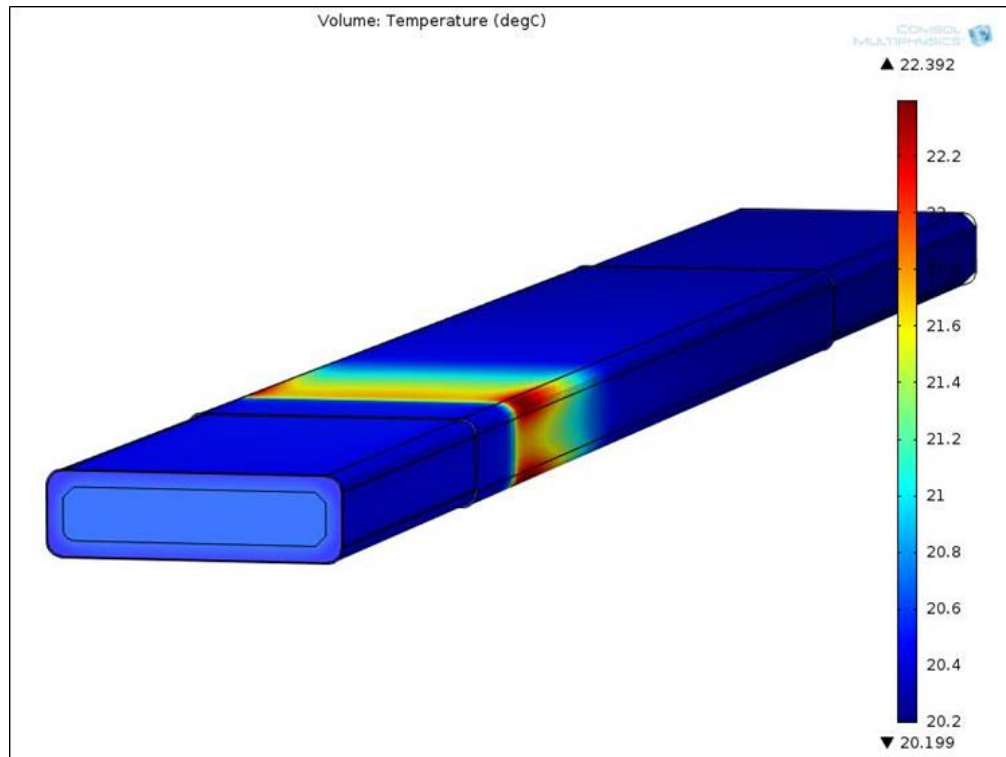


Figure V-8 : Mise en évidence de l'effet de bord sur la distribution de la température.

V.4 Modèle 3D d'une barre statorique réelle

Le modèle 3D numérique utilisé dans cette partie est conforme à la géométrie réelle d'une barre statorique. Cette dernière comporte des courbures dont la prise en compte permettra de mesurer leur influence sur la distribution des composantes du champ électrique. Ainsi, cette section présente tous les résultats numériques obtenus avec le modèle 3D d'une barre statorique utilisant la géométrie réelle. Toutes les simulations numériques ont été réalisées dans le domaine temporel avec une tension nominale de 8 kVrms et une fréquence de 60 Hz en utilisant les propriétés thermoélectriques présentées dans le tableau V-3.

V.4.1 Choix du modèle 3D d'une barre statorique réelle

L'objectif ici est de déterminer la géométrie optimale du modèle 3D d'une barre statorique réelle qu'il convient d'utiliser pour le reste de l'étude numérique. En effet, comme expliqué dans la procédure présentée à la section III.5.4, seule une portion de la barre a été modélisée en raison de la symétrie de sa géométrie. Cependant, en réalisant une coupe, tel qu'illustrée sur la figure III-20, la longueur de la partie droite du modèle est plus longue. Le modèle géométrique qui en découle est alors de plus grande taille : ce qui conduit à un temps plus long pour le calcul de la solution numérique.

Du fait des raisons sus évoquées, il a été décidé d'effectuer une étude comparative entre les résultats obtenus avec deux modèles géométriques différents, tel qu'illustré à la figure V-9.

Les résultats présentés aux figures V-10 et V-11 permettent de démontrer l'excellente concordance entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E obtenue avec les deux modèles. Les composantes du champ électrique ont été déterminées le long des faces avant et arrière, tel qu'illustré à la figure V-9. L'écart relatif maximal entre les valeurs maximales des composantes tangentielle et normale du champ électrique est respectivement de 3,08% et 2,7%, tel que résumé dans le tableau V-5; ce qui valide ainsi le choix d'utiliser une géométrie de barre plus courte, soit celle du modèle 1. Ce choix est également appuyé par le temps de calcul obtenu pour chaque modèle (tableau V-5) qui passe de 240 heures pour le modèle 2 à 96 heures pour le modèle 1. À partir de ces résultats, le modèle 1 a été retenu pour la suite de l'étude numérique étant donné qu'il

offre un temps de calcul de la solution numérique plus court par rapport au modèle 2 avec des résultats largement satisfaisants.

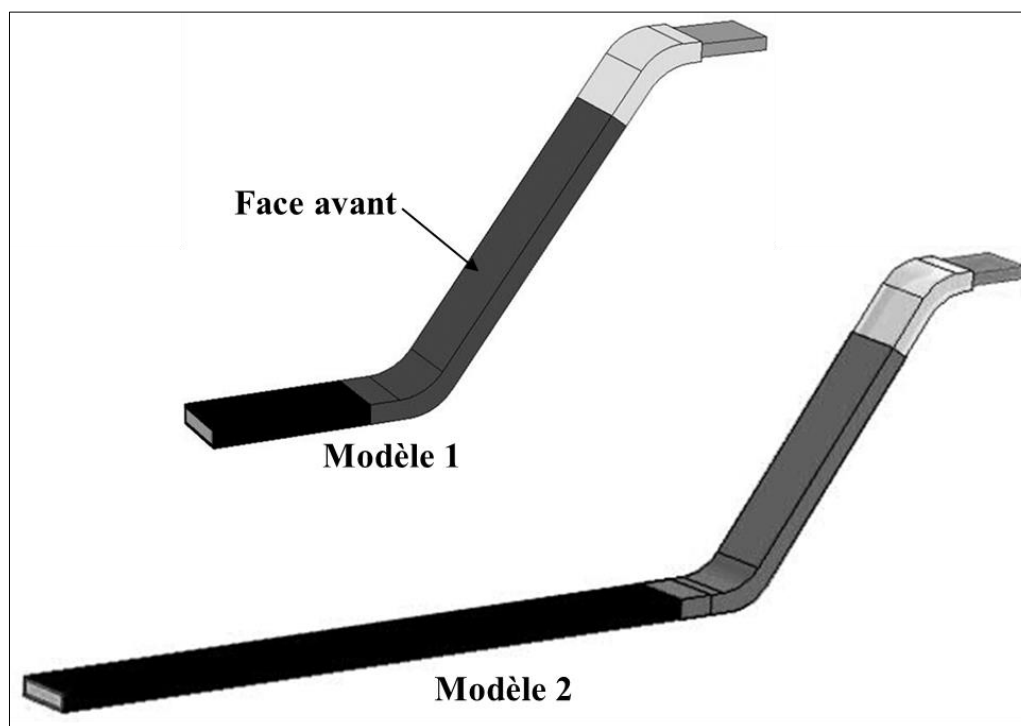


Figure V-9 : Différents modèles d'une barre statorique réelle.

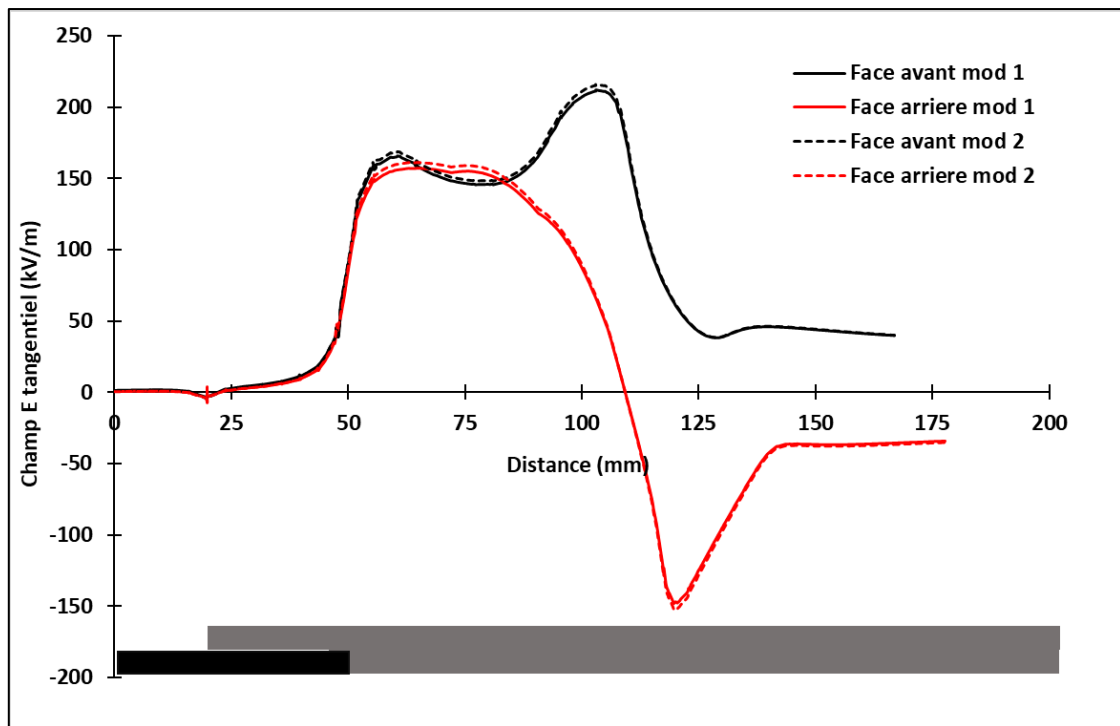


Figure V-10: Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ E pour les deux (2) modèles géométriques.

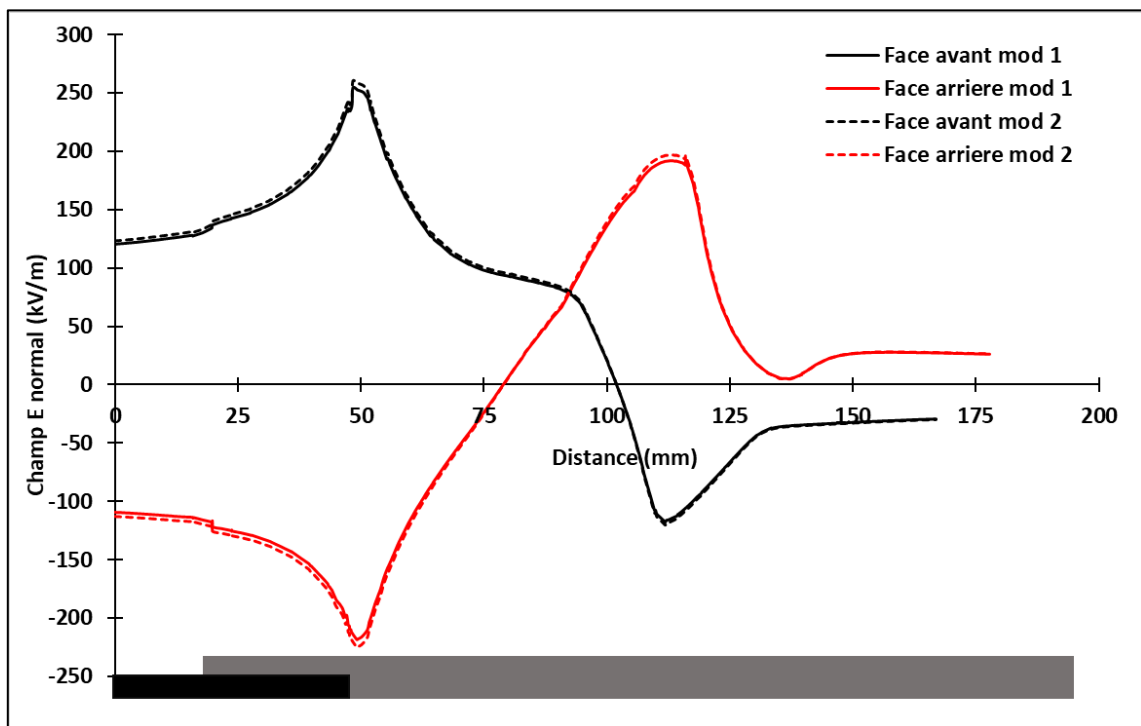


Figure V-11 : Comparaison des distributions des composantes normale du champ E pour les deux (2) modèles géométriques.

Tableau V-5 : Comparaison des valeurs maximales des composantes du champ électrique pour les deux (2) modèles géométriques.

| | Modèle 1 | Modèle 2 | Écart relatif (%) |
|--|-----------|------------|-------------------|
| Champ E tangentiel le long de la face avant (kV/m) | 212 | 217 | -2,3 |
| Champ E tangentiel le long de la face arrière (kV/m) | 162 | 167 | -3,08 |
| Champ E tangentiel le long de la face avant (kV/m) | 254 | 261 | -2,7 |
| Champ E normal le long de la face arrière (kV/m) | 218 | 224 | -2,6 |
| Temps de simulation | 96 heures | 240 heures | |

V.4.2 Importance d'utiliser le modèle 3D d'une barre statorique réelle

En raison de la forme spécifique (courbure et bordure) de la barre statorique, l'utilisation d'un modèle numérique 3D conforme à la géométrie réelle, c'est-à-dire avec les courbures et les effets de bord qui influencent la distribution du champ électrique, est fondamentale. Afin de justifier cette assertion, il a été décidé de mener une étude comparative entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E obtenues avec les modèles 3D surfaciques d'une barre statorique plate (ou étirée) (figure III-18) et d'une barre statorique réelle (figure III-21).

Les résultats obtenus et présentés aux figures V-12 et V-13 respectivement pour la composante tangentielle et normale, ont permis de faire les observations suivantes :

- Pour le modèle 3D réel, la distribution de la composante tangentielle du champ électrique obtenue le long de la face avant est différente de celle obtenue le long de la face arrière, en particulier dans la partie du coude (la développante) qui est illustrée en pointillée sur les différentes courbes.
- Pour le modèle 3D réel, la distribution de la composante normale du champ électrique obtenue le long de la face avant de la géométrie est différente de celle obtenue le long de la face arrière sur toute la longueur du modèle.
- Pour le modèle 3D plat, la distribution de la composante tangentielle du champ électrique obtenue le long de la face avant est la même que celle obtenue le long de la face arrière sur la longueur totale de la géométrie.
- Pour le modèle 3D plat, la distribution de la composante normale du champ électrique obtenue le long de la face avant est la même en valeur absolue que celle obtenue le long de la face arrière sur la longueur totale géométrie.
- Les distributions des composantes tangentielles du champ électrique obtenues avec le modèle 3D plat sont différentes de celles du modèle 3D réel, en particulier à partir du coude de la barre ou « développante » (zone en pointillé sur les courbes) jusqu'aux extrémités de la barre statorique réelle.

À partir de ces observations, il devient évident que l'utilisation d'un modèle 3D réel d'une barre statorique est d'une importance capitale pour obtenir des distributions des composantes du champ électrique conformes à la réalité. En effet, tel que démontré par les résultats des figures V-12 et V-13, la développante de la barre réelle a une influence

significative sur les distributions des composantes normale et tangentielle du champ électrique, influence qui n'avait pas été mise en évidence jusqu'à ce jour. En revanche, il est possible d'observer que les valeurs maximales des deux composantes au niveau de la jonction RE/RAC dans la zone d'intérêt ne semble n'être pas influencées par la présence de la développante. À cet effet, le tableau V-6 présente une comparaison entre les valeurs maximales des composantes tangentielle et normale du champ électrique obtenues avec les modèles 3D réel et plat. L'écart relatif obtenu entre les valeurs maximales de la composante tangentielle est de 18% pour la ligne de référence située sur la face avant tandis qu'elle est de 7% pour la ligne de référence située sur la face arrière. Pour la composante normale du champ électrique, l'écart relatif obtenu entre les valeurs maximales est de 5,1% pour la ligne de référence située sur la face avant tandis qu'elle est de 8,14% pour la ligne de référence située sur la face arrière.

Ces résultats viennent confirmer également le fait que les distributions des composantes du champ électrique obtenues avec le modèle 3D d'une barre statorique plate sont plus conformes à celles obtenues le long de la face arrière du modèle 3D d'une barre statorique réelle.

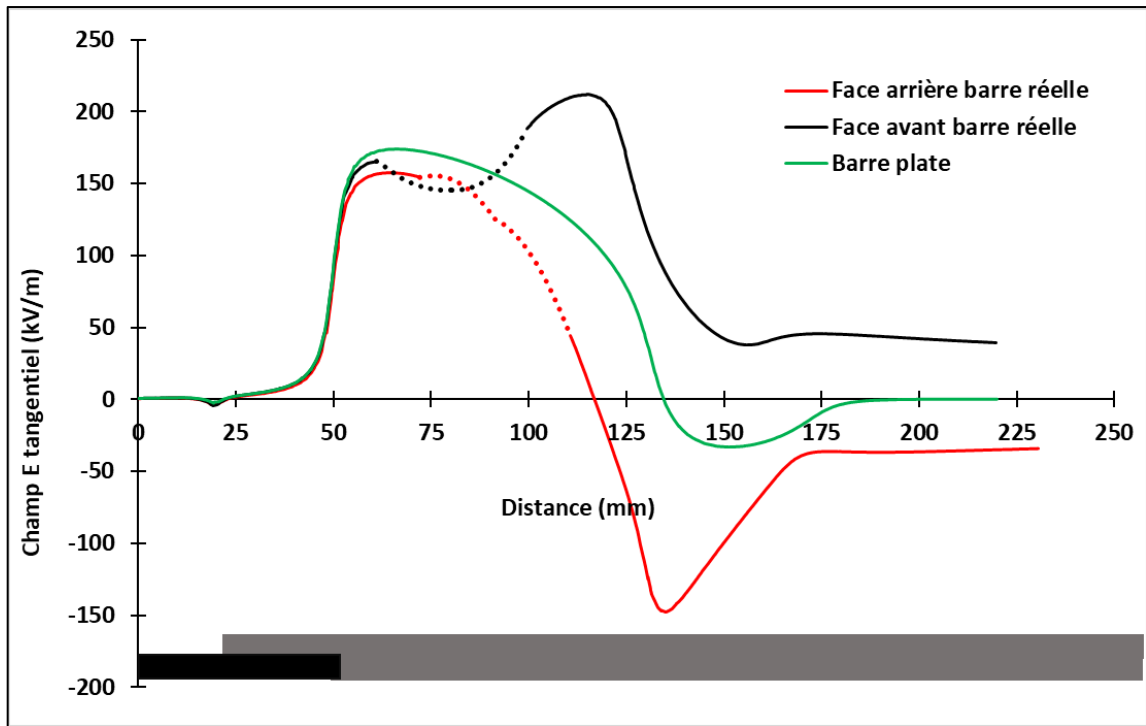


Figure V-12 : Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ E des modèles 3D d'une barre statorique plate et réelle.

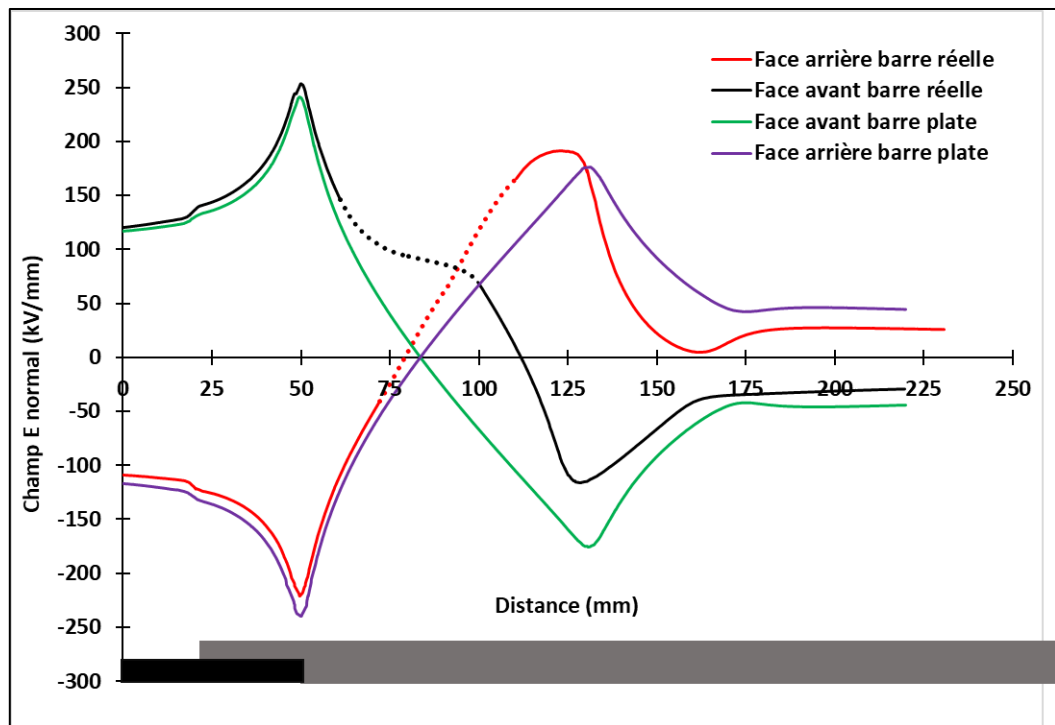


Figure V-13 : Comparaison des distributions de la composante normale du champ E des modèles 3D d'une barre statorique plate et réelle.

Tableau V-6 : Comparaison entre les valeurs maximales des composantes du champ électrique obtenues avec la barre plate et la barre réelle.

| | Barre statorique réelle | Barre statorique plate | Écart relatif (%) |
|--|-------------------------|------------------------|-------------------|
| Champ E tangentiel le long de la face avant (kV/m) | 212 | 174 | 18 |
| Champ E tangentiel le long de la face arrière (kV/m) | 162 | 174 | -7 |
| Champ E normal le long de la face avant (kV/m) | 253 | 240 | 5,1 |
| Champ E normal le long de la face arrière (kV/m) | 221 | 239 | -8,14 |

V.4.3 Comparaison entre l'approche surfacique et l'approche volumique avec le modèle 3D d'une barre statorique réelle.

Dans cette section est présentée la comparaison entre les distributions des composantes tangentielle et normale du champ E obtenues avec les approches volumique et surfacique en utilisant le modèle 3D réel d'une barre statorique. Ainsi, en utilisant les modèles géométriques présentés aux figures III-21 et III-22 respectivement pour l'approche volumique et surfacique, les composantes tangentielle et normale du champ électrique ont été calculées selon les procédures expliquées dans la section III.5.4. Les différents résultats obtenus sont présentés aux figures V-13 et V-15 respectivement pour les composantes tangentielle et normale du champ électrique.

À partir des résultats présentés, une concordance évidente est observée entre les différentes distributions des composantes du champ électrique obtenues avec l'approche surfacique et l'approche volumique.

Le tableau V-7 présente la comparaison entre les valeurs maximales des composantes tangentielle et normale du champ électrique. Il peut être observé que pour la composante tangentielle, les écarts relatifs obtenus sont respectivement de 6% pour la distribution obtenue le long de la ligne de référence située sur la face avant et de 4% pour celle obtenue le long de la ligne de référence située sur la face arrière du modèle 3D réel d'une barre statorique. En ce qui concerne la composante normale, les écarts relatifs obtenus sont respectivement de 2,77% pour la distribution obtenue le long de la ligne de référence située sur la face avant et de 9,05 % pour celle obtenue le long de la ligne de référence située sur la face arrière du modèle 3D réel d'une barre statorique.

Ces résultats viennent confirmer le fait que l'approche surfacique peut être utilisée à la place de l'approche volumique pour déterminer les distributions du champ électrique à la surface du modèle 3D réel d'une barre statorique avec en plus, un gain très significatif au niveau du temps de calcul, tel que présenté dans le tableau V-8. En effet, le temps de calcul relié à l'approche volumique est de 6 fois plus important que celui obtenu pour l'approche surfacique.

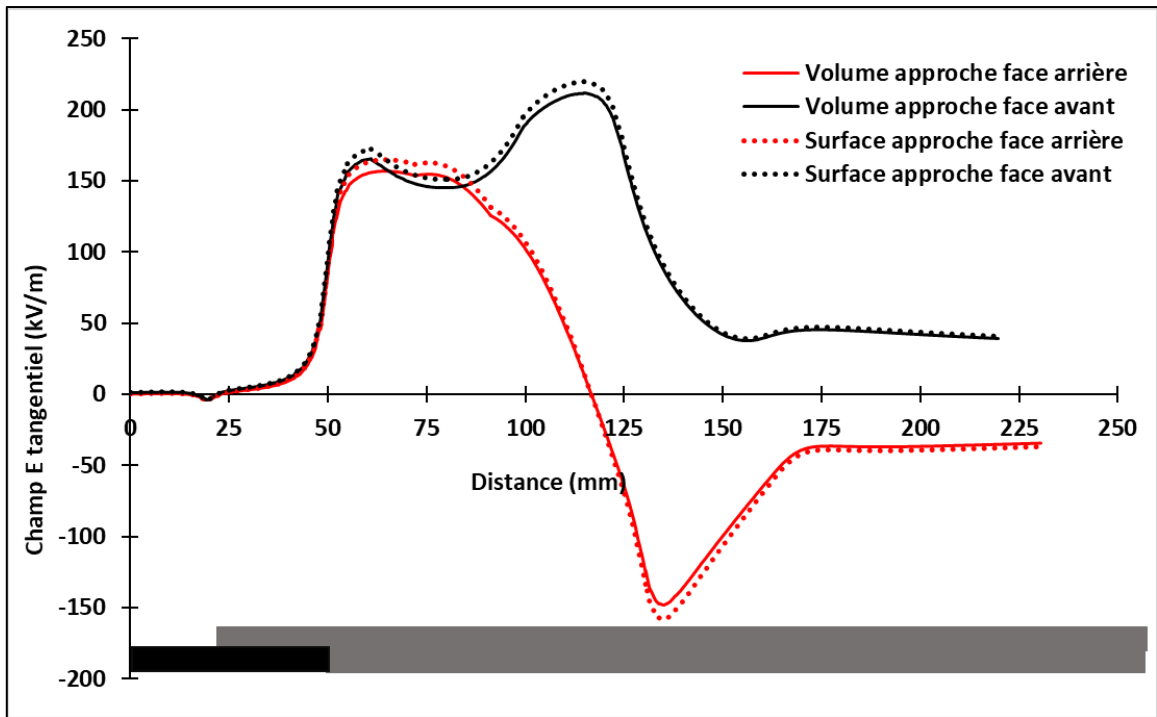


Figure V-14: Comparaison des distributions de la composante tangentielle du champ électrique pour le modèle 3D réel d'une barre statorique réelle.

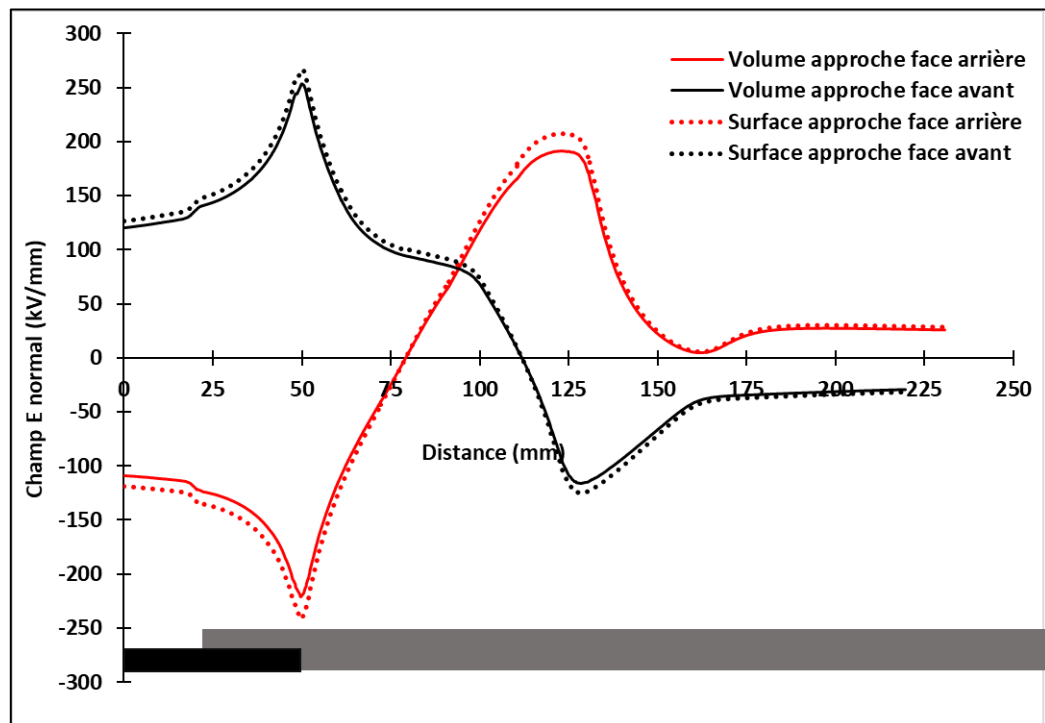


Figure V-15 : Comparaison des distributions de la composante normale du champ électrique pour le modèle 3D réel d'une barre statorique réelle.

Tableau V-7 : Comparaison des valeurs maximales de la composante tangentielle du champ E obtenues avec le modèle 3D réel d'une barre statorique.

| | Approche volumique | Approche surfacique | Écart relatif (%) |
|--|--------------------|---------------------|-------------------|
| Champ E tangentiel le long de la face avant (kV/m) | 212 | 225 | 6 |
| Champ E tangentiel le long de la face arrière (kV/m) | 162 | 168 | 4 |
| Champ E normal le long de la face avant (kV/m) | 253 | 260 | -2,77 |
| Champ E normal le long de la face arrière (kV/m) | 221 | 241 | -9,05 |

Tableau V-8 : Comparaison entre le nombre d'éléments du maillage et le temps de simulation obtenu pour chaque approche de modélisation.

| | Nombre d'éléments du maillage | Nombre de degré de liberté | Temps de simulation |
|----------------------------|-------------------------------|----------------------------|---------------------|
| Approche volumique | 761 660 | 1 023 361 | 96 heures |
| Approche surfacique | 111 299 | 153 325 | 20 heures |

V.4.4 Évolution temporelle des composantes tangentielle et normale du champ électrique

Cette partie analyse l'influence de la non-linéarité du revêtement anti-effluves sur la forme d'onde temporelle des composantes tangentielle et normale du champ électrique. Étant donné que les simulations ont été effectuées dans le domaine temporel pour une

fréquence de la tension appliquée de 60 Hz, il a alors possible de tracer les formes d'ondes des différentes composantes du champ électrique sur une période du signal. Les formes d'onde ont été calculées le long de la partie droite du modèle 3D réel d'une barre statorique. La figure V-16 fournit des précisions sur la position des différents points de calcul le long de la partie droite.

Les résultats obtenus sont présentés aux figures V-17 et V-18 respectivement pour les composantes tangentielle et normale. Il peut être observé que la forme d'onde temporelle de la composante tangentielle du champ E semble restée sinusoïdale avec une variation de l'amplitude du signal dépendamment du point de mesure. L'amplitude du signal est plus élevée à la distance de 60 mm. Ainsi, l'amplitude de la composante tangentielle du champ électrique augmente en s'approchant du point situé à 60mm tandis qu'elle diminue en s'éloignant de ce dernier. Ceci est conforme avec la distribution de la composante tangentielle du champ électrique qui a été obtenue expérimentalement et présentée à la figure IV-31.

Pour ce qui est des résultats obtenus pour la forme d'onde temporelle de la composante normale du champ E (figure V-18), ces derniers mettent en évidence les observations faites expérimentalement et présentées à la figure IV-32. Il est ainsi possible de retrouver les formes sinusoïdales pour les points situés au chevauchement des revêtements RC/RAE dominé par la conduction du revêtement RC (pour les points situés à 38 et 50 mm). En quittant le revêtement RC, la forme d'onde se déforme pour devenir de forme triangulaire en s'éloignant de la jonction RC/RAE, tel qu'observé expérimentalement. De plus, la déformation la plus marquée, est obtenue pour le point à 60 mm qui correspond au point où

l'intensité de la composante tangentielle et maximale et celle de la composante normale minimale, telle qu'également observé expérimentalement (voir figure IV-32).

Ces résultats numériques démontrent ainsi la capacité des simulations proposées à déterminer non seulement les distributions spatiales des différentes composantes du champ électrique mais également leur forme d'onde temporelle avec une prise en compte des propriétés électriques non linéiques des matériaux en présence. Cela permet également de valider les modèles numériques développés dans la présente recherche.

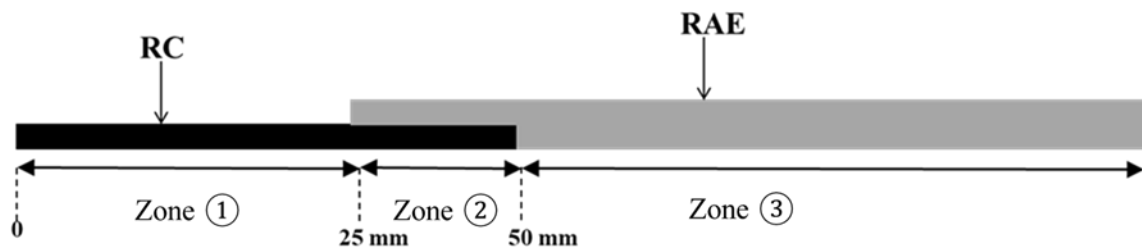


Figure V-16 : Positions des points de calcul de la forme d'onde temporelle des composantes du champ électrique

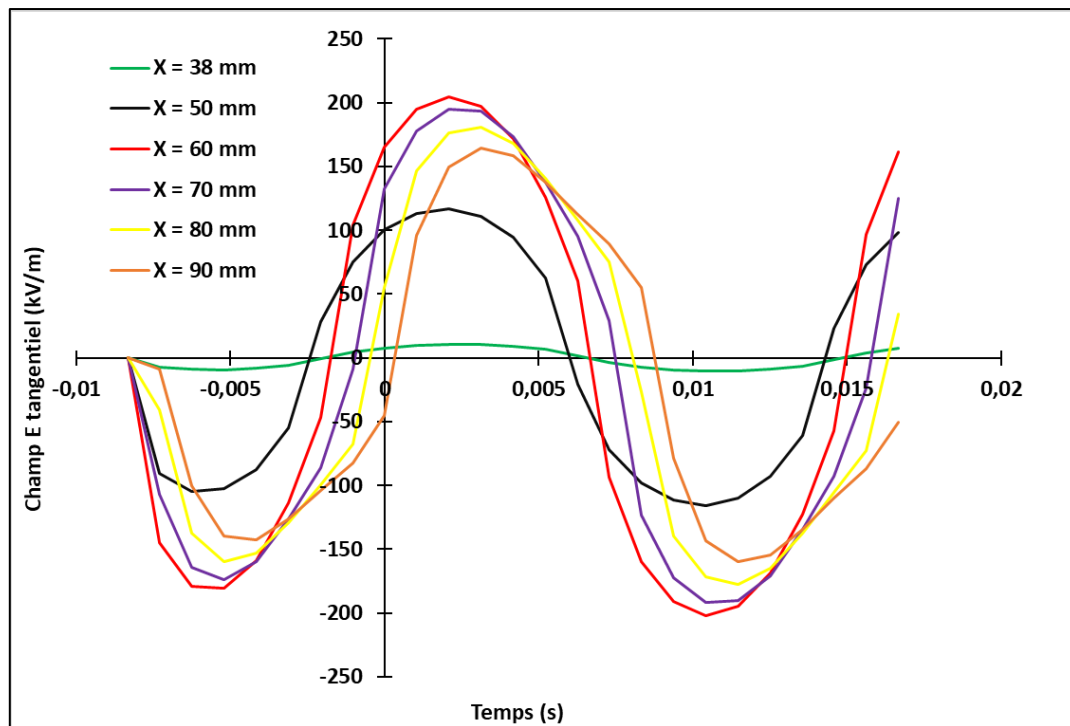


Figure V-17 : Simulations de l'évolution de la forme d'onde temporelle de la composante tangentielle du champ électrique le long d'une barre statorique réelle.

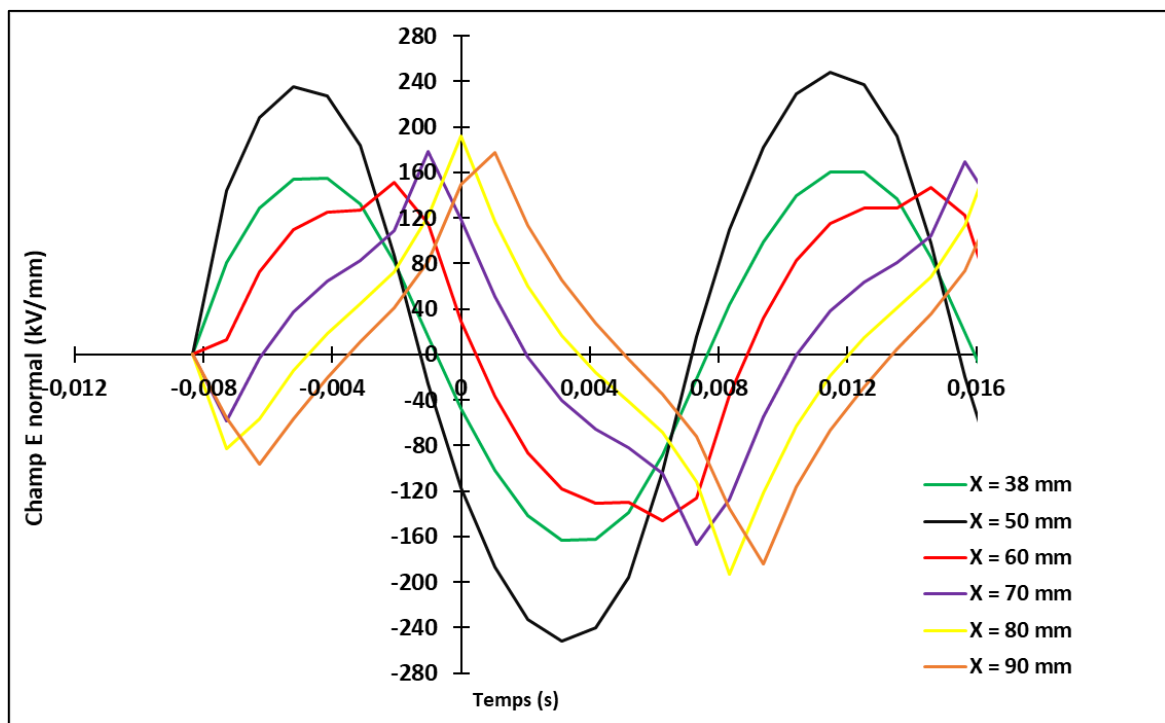


Figure V-18 : Simulations de l'évolution de la forme d'onde temporelle de la composante normale du champ E le long d'une barre statorique réelle.

V.4.5 Influence de l'épaisseur du revêtement anti-effluves sur l'amplitude du champ électrique

Dans la pratique, les revêtements anti-effluves SiC se présentent sous forme d'un ruban et appliqués par enrobage de la barre statorique sur toute la longueur nécessaire (voir figure II-4). De ce fait, l'application du ruban par enrobage entraîne une superposition des couches conduisant à une certaine variation de l'épaisseur du revêtement anti-effluves par la superposition partielle des couches. Dans les parties plates de la barre, la superposition des couches est assez uniforme, résultant en une épaisseur pouvant varier légèrement. Cependant, cela devient moins évident dans les parties courbées de la barre, les développantes, où la superposition des couches du ruban est moins uniforme, résultant en une épaisseur plus importante que dans les parties plates.

Pour se rendre compte de l'influence de l'épaisseur du matériau anti-effluves sur l'amplitude des composantes du champ E, une étude comparative a été réalisée en utilisant deux épaisseurs distinctes, 0,6 mm et 1,2 mm, soit du simple au double de la valeur utilisée dans les simulations précédentes. L'étude a été réalisée avec le modèle 3D surfacique d'une barre statorique plate présenté à la figure III-19.

Les résultats obtenus pour le champ E tangentiel et présentés à la figure V-19 mettent en évidence l'influence de l'épaisseur avec une diminution de la valeur maximale de la composante tangentielle lorsque l'épaisseur augmente. En effet, les valeurs maximales du champ E tangentiel sont de 153 et 130 kV/m respectivement pour une épaisseur de 0,6 mm et 1,2 mm, soit un écart de 15%. Pour le champ E normal dont les résultats sont présentés à la figure V-20, l'influence de l'épaisseur semble moins marquée avec une diminution de 8,47% de la valeur maximale de la composante normale avec

l'augmentation de l'épaisseur. Pour les deux composantes, il peut également être observé une déformation de leur distribution respective qui est également moins significative pour la composante normale.

Ces résultats démontrent qu'effectivement, l'épaisseur du revêtement anti-effluves a une influence sur les composantes normale et tangentielle du champ électrique qui est plus marquée pour la composante tangentielle. Bien qu'une différence de 15 % ait pu être observée dans la valeur maximale du champ E tangentiel, il faut garder à l'esprit que les simulations ont été réalisées pour des épaisseurs allant du simple au double de l'épaisseur normale, soit une augmentation de 100% de cette dernière. Par conséquent, pour des variations plus minimes de l'épaisseur inhérentes à la méthode d'enrobage du ruban de RAE, il est possible de conclure que la variation d'épaisseur pour les barres statoriques réelles aura peu d'influence sur la distribution des composantes normales et tangentielle du champ électrique.

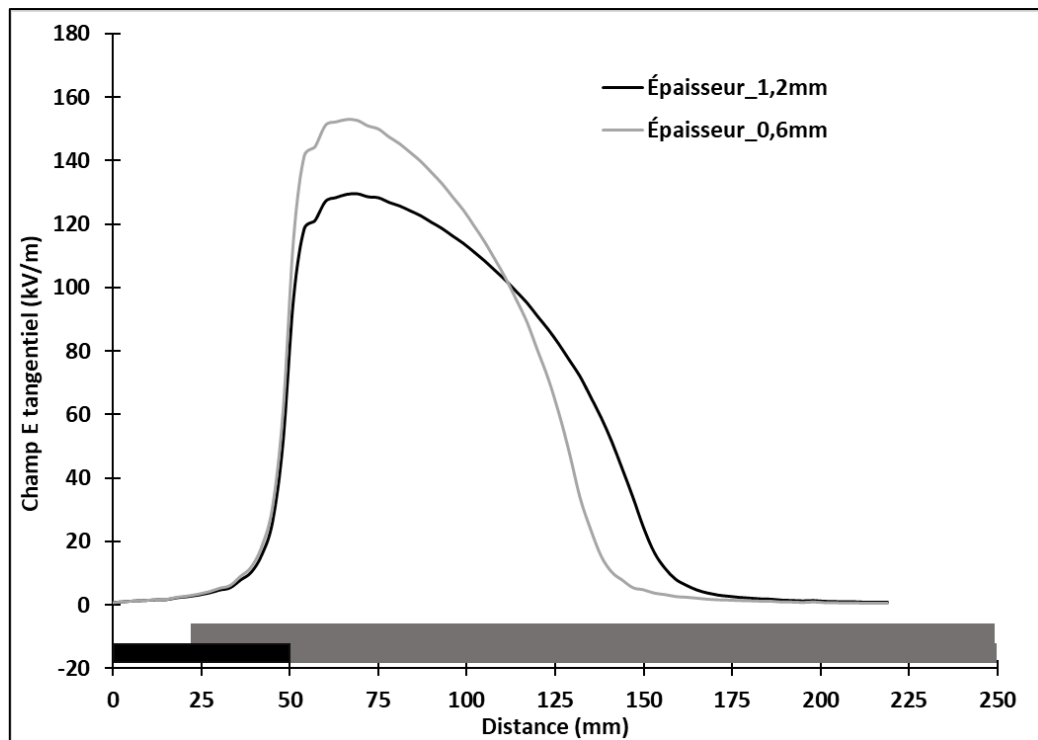


Figure V-19 : Champ E tangentiel en fonction de l'épaisseur du revêtement anti-effluves.

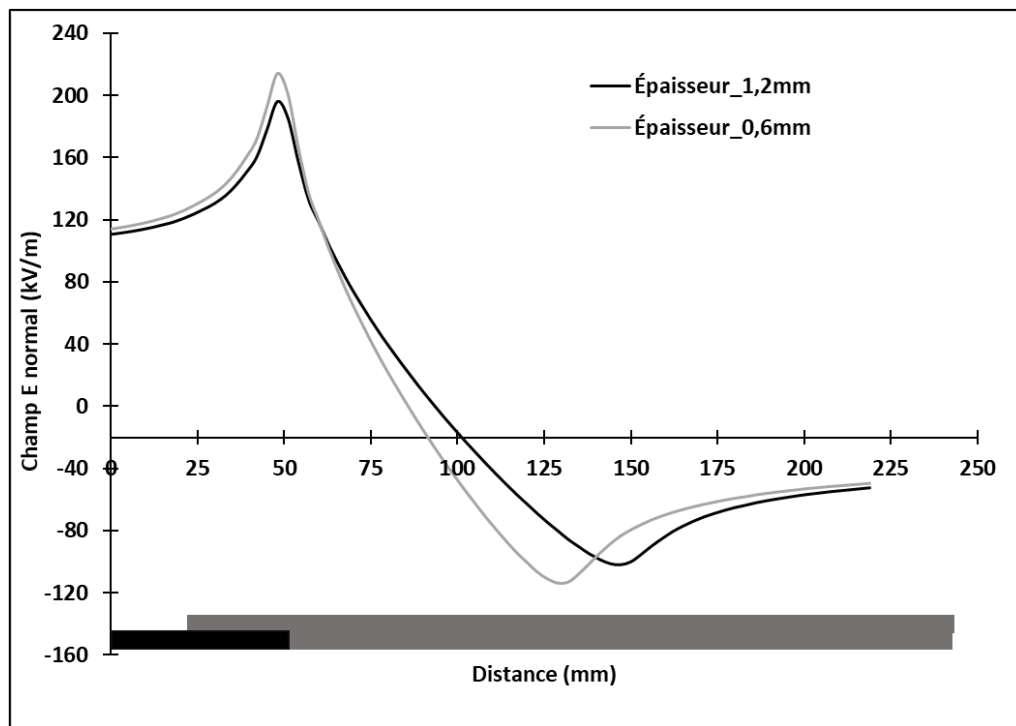


Figure V-20 : Champ E normal en fonction de l'épaisseur du revêtement anti-effluves.

V.4.6 Étude du maillage

Dans toute modélisation numérique, il est presque indispensable de faire une étude de sensibilité des résultats numériques en fonction du maillage par éléments finis utilisés pour les simulations. Cette étude de convergence a pour but de démontrer que la solution numérique est indépendante du maillage. En conséquence, une étude de convergence a été réalisée avec trois (3) différents maillages en utilisant l'approche surfacique, tel qu'illustré à la figure V-21. Des éléments tétraédriques ont été utilisés pour le maillage de chaque domaine du modèle géométrique. Les distributions des différentes composantes du champ E et les valeurs maximales de la composante tangentielle obtenues avec les différents maillages ont été comparées.

Les différents résultats présentés aux figures V-12 et V-13 respectivement pour la composante tangentielle et normale démontrent effectivement que la solution numérique est indépendante du maillage en raison de grande similitude entre les différentes distributions. Cette observation est appuyée par les résultats comparatifs du tableau V-9 qui présentent les valeurs maximales des composantes tangentielle et normale du champ électrique ainsi que le nombre de degrés de liberté du maillage utilisé et le temps de simulation correspondant. Comme il est possible de le constater, les valeurs maximales des différentes composantes sont identiques pour les trois maillages avec une erreur relative de 0,19% et 0,29% entre le maillage 1 et 3 pour la composante tangentielle et normale respectivement, ce qui reste négligeable. Cependant, le temps de calcul est multiplié par 6,4 entre le maillage 1 et 3, ce qui est considérable par rapport à l'augmentation de la précision des résultats obtenus.

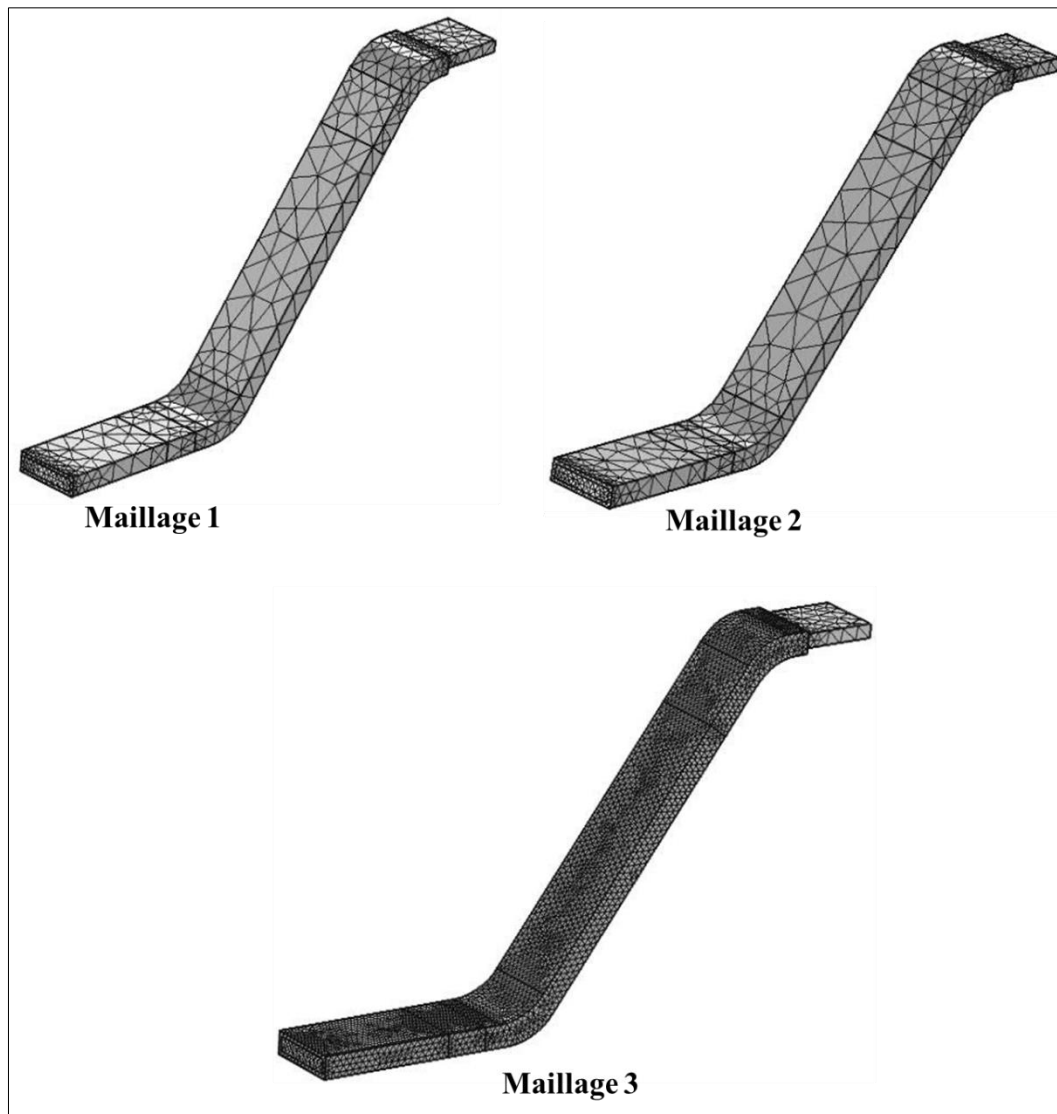


Figure V-21 : Différents maillages de l'étude de convergence

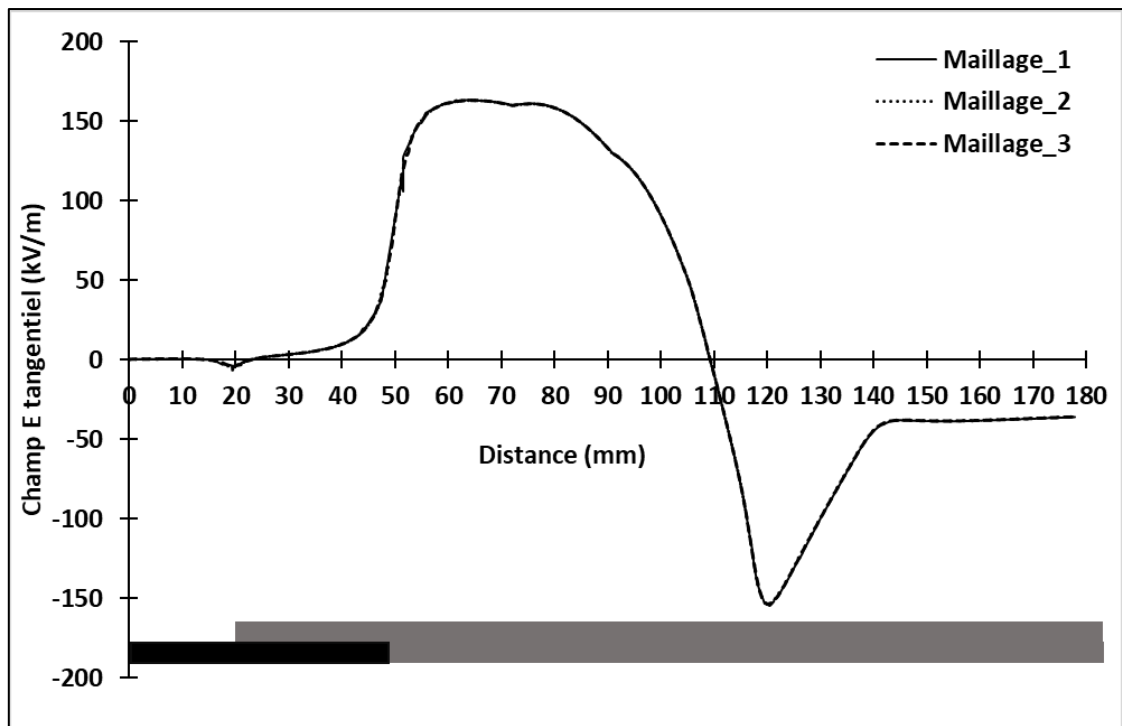


Figure V-22 : Distribution du champ E tangentiel en fonction du maillage.

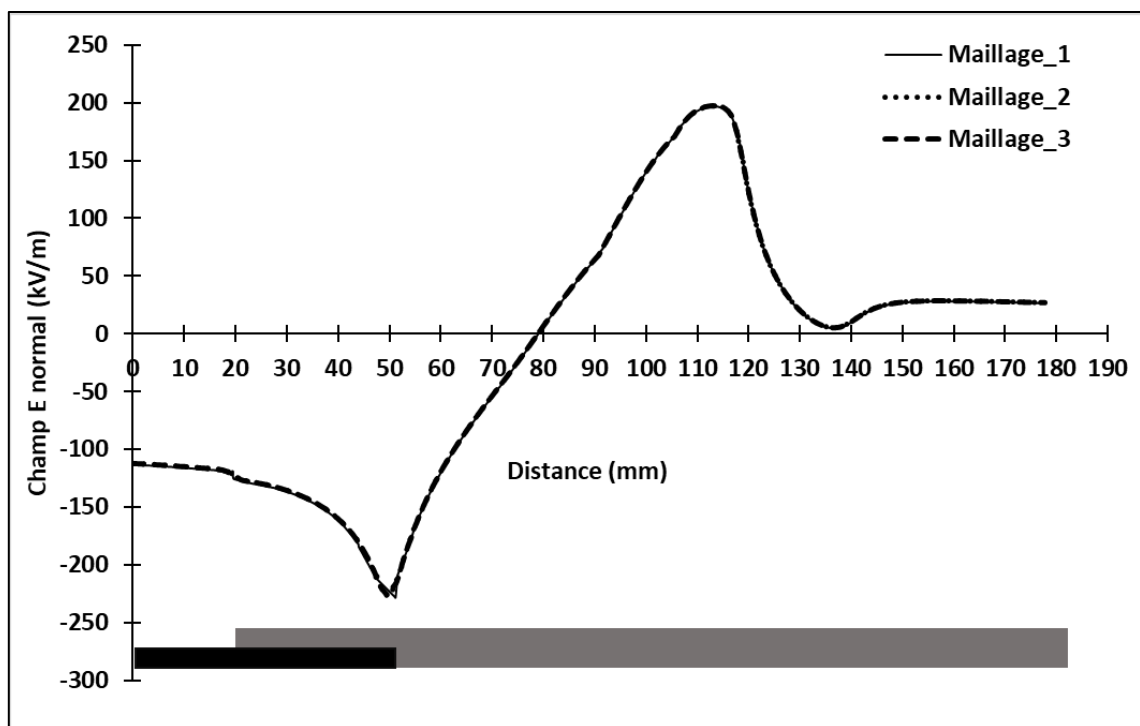


Figure V-23 : Distribution du champ E normal en fonction du maillage.

Tableau V-9 : Comparaison des composantes tangentielle et normale du Champ E maximal pour différents maillages

| Maillage | Degré de liberté | $E_{\max\text{-tan}}$ (kV/m) | $E_{\max\text{-nor}}$ (kV/m) | Temps de simulation (Heures) |
|----------|------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| 1 | 75980 | 168,89 | 241,64 | 7 |
| 2 | 153325 | 168,37 | 241,17 | 20 |
| 3 | 344967 | 168,04 | 242,1 | 45 |

V.5 Validation des résultats numériques

Cette section présente une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux. L'objectif étant de valider l'utilisation du modèle surfacique en lieu et place du modèle volumique pour déterminer la distribution du champ E à la surface d'une barre statorique. L'étude comparative a porté sur les composantes tangentielle et normale du champ E de même que sur les formes d'onde temporelles obtenues à 8 kV. Les résultats de simulation ont ainsi été comparés aux résultats issus des mesures expérimentales présentés au chapitre précédent réalisés pour une tension appliquée de 8 kV.

Avant de présenter dans les détails les différents résultats, il est important de souligner les facteurs qui sont susceptibles de causer des différences entre les valeurs numériques et expérimentales. Dans un premier temps et comme cela a été souligné par Sharifi *et al.* [22], la conductivité volumique du revêtement anti-effluves est la plus approprié pour l'étude numérique d'une barre statorique. Cependant, dans le cadre de ce projet de recherche, seule la conductivité surfacique a été mesurée. La conductivité

volumique a été obtenue en utilisant l'équation 5-1. Cette valeur calculée constitue une approximation et non la valeur réelle de la conductivité volumique qui devrait être obtenue directement par mesure selon la procédure détaillée dans [13]. En outre, la distance du point de mesure de la composante du champ E par rapport à la surface est aussi un facteur influant.

Pour contourner les difficultés sus évoquées, l'étude comparative entre les résultats numériques et expérimentaux a été réalisée sans dimension (p.u). Pour se faire, la valeur des composantes du champ électrique obtenue en chaque point a été divisée par la valeur maximale du champ de la distribution, comme indiquée par l'équation 5-2.

$$\sigma_{volumique} = \frac{\sigma_{surfique}}{e} \quad (5.1)$$

$$E_i(p. u) = \frac{E_i(V/m)}{E_{max}(V/m)} \quad (5.2)$$

V.5.1 Validation de la distribution composante tangentielle du champ E

Les résultats présentés sur la figure V-24 pour le champ E tangentiel montrent une similitude entre les distributions obtenues. L'erreur relative maximale entre les résultats numériques et expérimentaux est de 10,10%; ce qui permet de démontrer la validité de l'approche surfacique développée dans ce travail de recherche pour l'étude numérique d'une barre statorique.

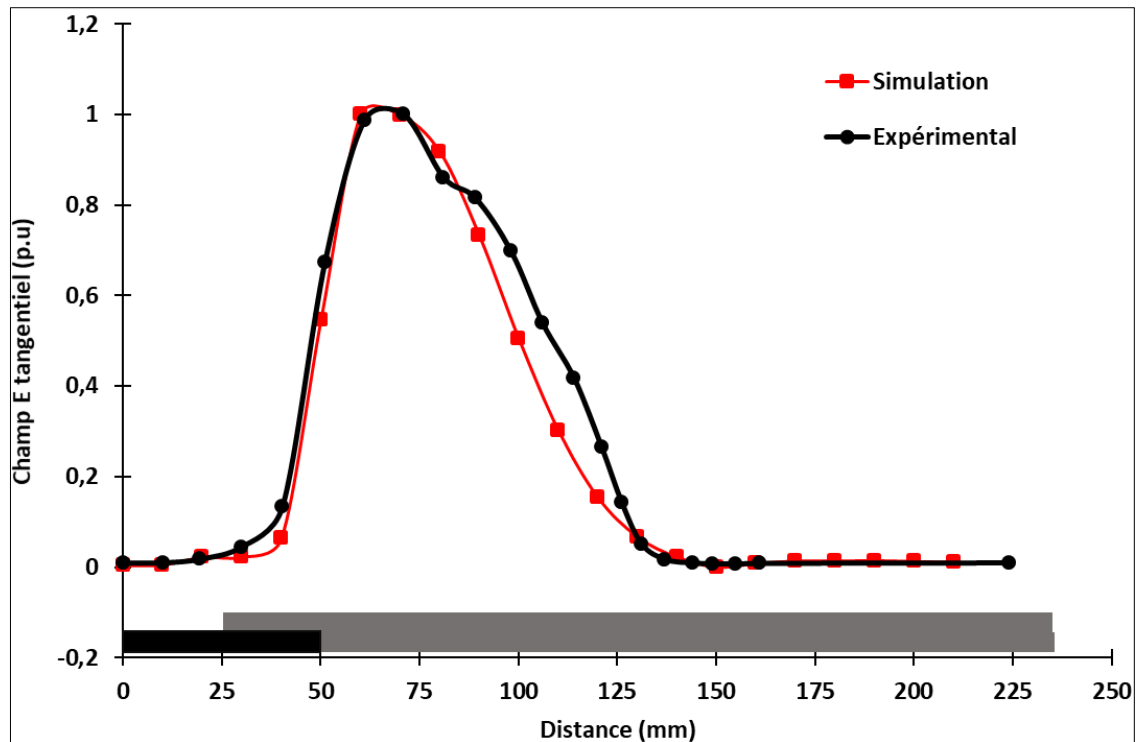


Figure V-24 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour la composante tangentielle du champ E.

V.5.2 Validation de la distribution de la composante normale du champ E

La figure V-25 présente la comparaison des résultats expérimentaux et numériques de la distribution de la composante normale du champ électrique. Ainsi, une similitude entre les formes des distributions peut être observée avec une position spatiale des maximums identiques. L'erreur relative maximale relevée entre les valeurs maximales de la composante normale est de 18%. Cet écart, plus important que celui obtenu pour la composante tangentielle peut être attribuable au fait que la composante normale du champ E est plus significative que la composante tangentielle. De plus, la composante normale étant plus significative que la composante tangentielle à la distance entre le point de mesure et la surface du revêtement, cela peut avoir une influence sur la comparaison

des résultats si la distance n'est pas identique pour les simulations et les mesures expérimentales.

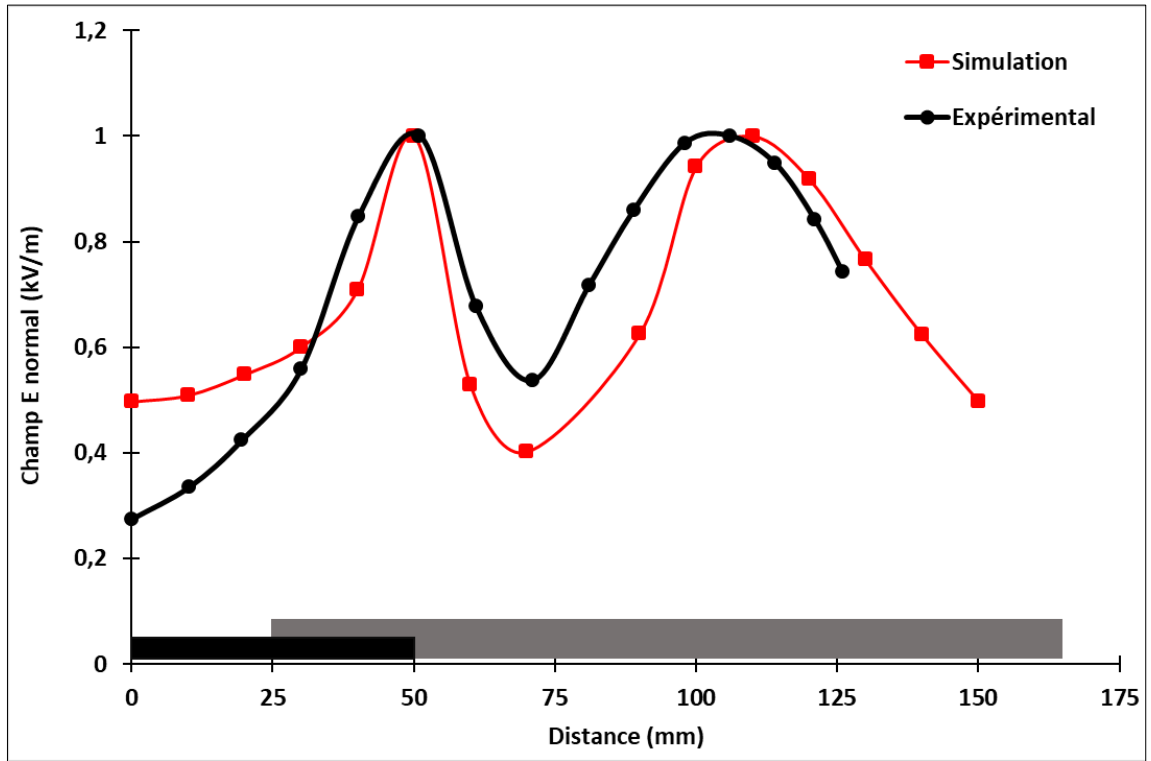


Figure V-25 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour la composante normale du champ E.

V.5.3 Comparaison entre les formes d'onde temporelles des composantes du champ E

Tel que démontré précédemment, le système de mesure EO utilisé dans ce travail permet d'enregistrer la forme d'onde temporelle de chaque composante du champ E et pour chaque point de mesure. Le but de cette section est de présenter la comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux pour les formes d'onde temporelles des

composantes tangentielle et normale du champ E. La comparaison a été réalisée pour trois (3) points de mesure dont les positions sont détaillées sur la figure IV-27.

V.5.3.1 Composante normale du champ E

Les figures V-26, V-27 et V-28 présentent les formes d'onde temporelle de la composante normale du champ E obtenues respectivement à $x = 30$ mm (le long du revêtement conducteur), à $x = 60$ mm (au maximum du champ E tangentiel) et à $x = 70$ mm (le long du revêtement anti-effluves).

Pour chaque position, une concordance entre les résultats numériques et expérimentaux peut être observée. En outre, lorsque le champ E tangentiel est maximum, il a été observé une déformation importante de la forme d'onde temporelle du champ E normal, tel que rapporté dans les sections précédentes.

Au risque d'être répétitif, ces résultats viennent encore prouver la validité de l'approche surfacique proposée dans ce projet de recherche pour la modélisation tridimensionnelle d'une barre statorique.

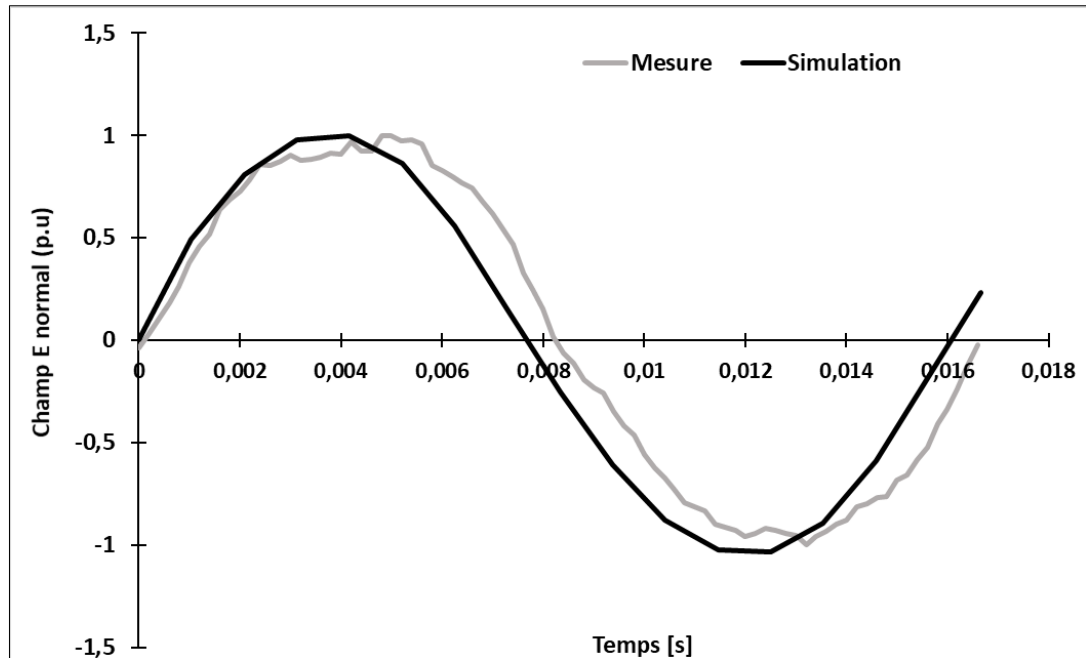


Figure V-26 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante normale à $X = 30 \text{ mm}$.

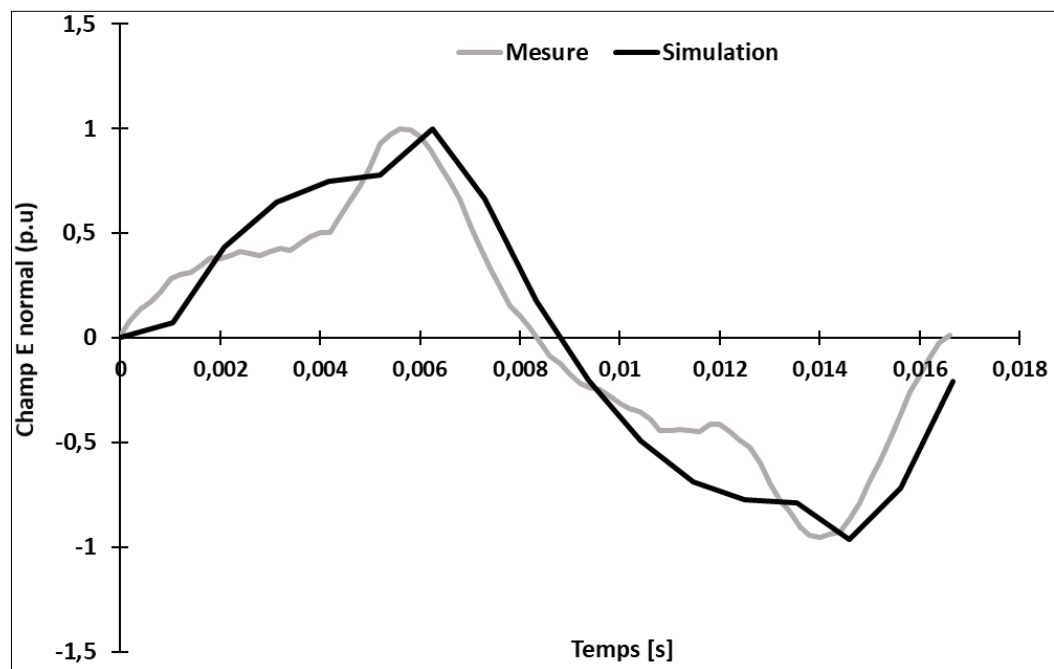


Figure V-27 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante normale à $X = 60 \text{ mm}$.

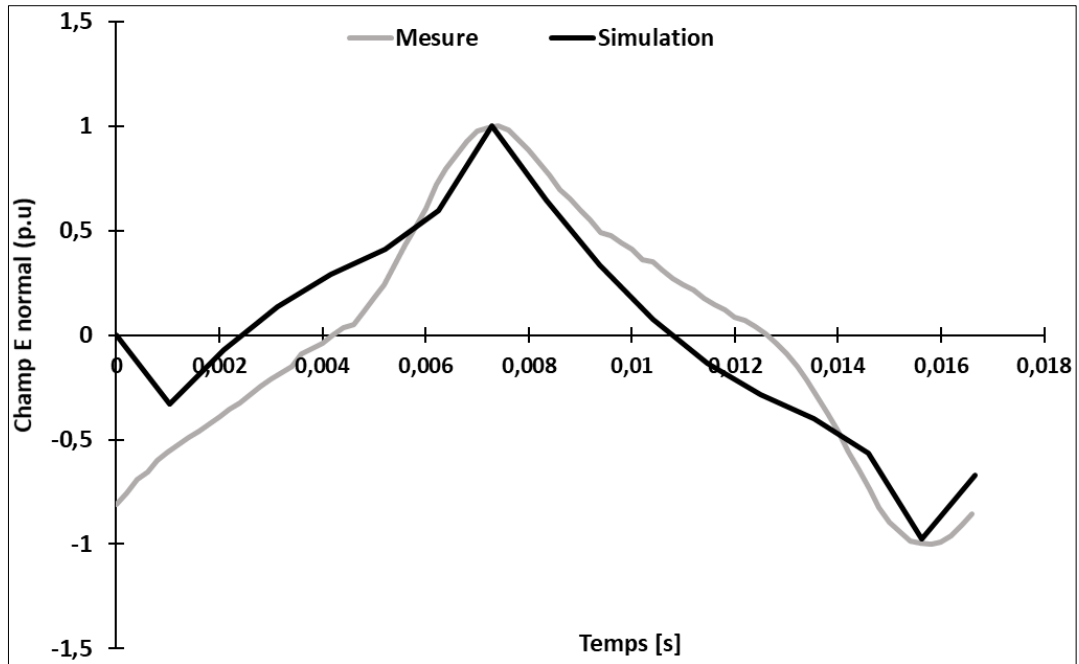


Figure V-28 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante normale à $X = 70$ mm.

V.5.3.2 Composante tangentielle du champ E

Les figures V-29, V-30 et V-31 présentent les formes d'onde temporelle de la composante tangentielle du champ E respectivement à $x = 40$ mm (le long du revêtement conducteur), $x = 60$ mm (au maximum du champ tangentiel) et $x = 80$ mm (le long du revêtement anti-effluves. Pour chaque position, une conformité entre les résultats numériques et expérimentaux peut être observée. En outre, il peut être observé une distorsion de la forme d'onde temporelle obtenue par mesure expérimentale à $x = 40$ mm. En effet, le long du RC, la composante tangentielle du champ E est faible proche de zéro (0) tel qu'illustré à la figure V-24. Par conséquent, la valeur du champ mesurée est proche du bruit comme cela peut être observé sur la figure V-29 où l'allure de la courbe mesurée comporte des distorsions.

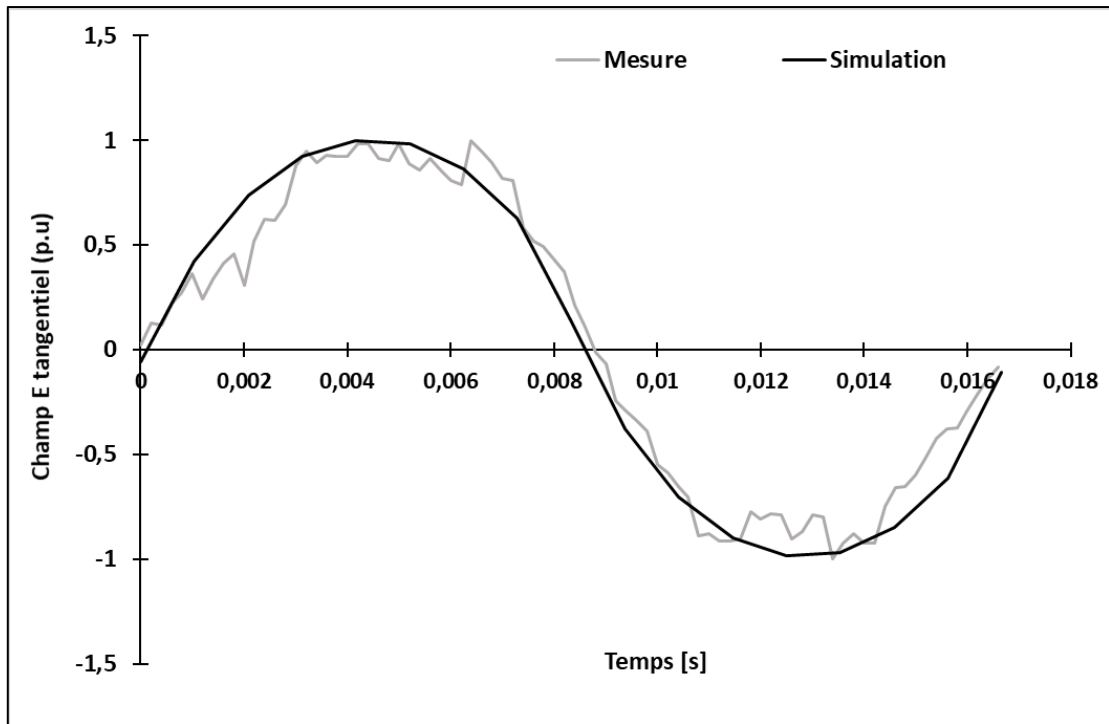


Figure V-29 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante tangentielle à $X = 40$ mm.

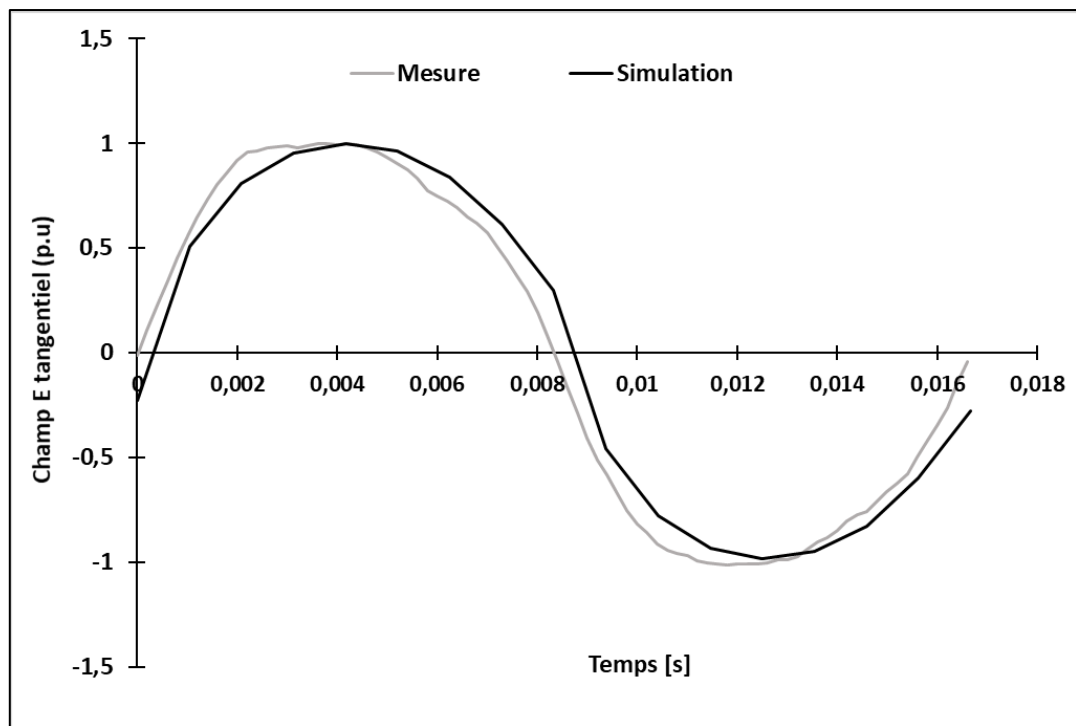


Figure V-30 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante tangentielle à $X = 60$ mm.

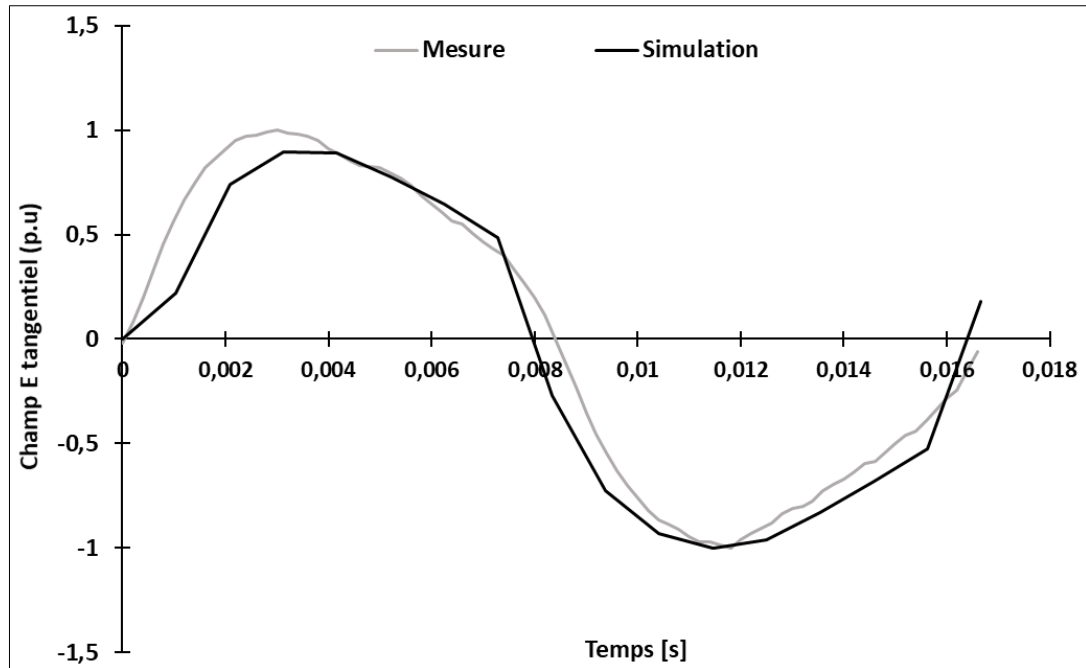


Figure V-31 : Comparaison des formes d'onde temporelles de la composante tangentielle à $X = 80$ mm.

V.5.4 Composante tangentielle du champ E en fonction de la tension appliquée

Les résultats expérimentaux ont montré que la largeur de la zone de fort champ augmente avec la tension appliquée. Il s'agit de valider ce résultat expérimental par simulation numérique en utilisant le modèle 3D réel d'une barre statorique. L'étude numérique a été réalisée en utilisant l'approche surfacique qui a été développée dans ce travail. Les résultats obtenus et présentés à la figure V-32, sont conformes aux observations faites avec les mesures expérimentales. L'élargissement de la distribution de la composante tangentielle du champ électrique à 50% de la valeur maximale est de 69 mm et 99 mm respectivement à $8 \text{ kV}_{\text{eff}}$ et $16 \text{ kV}_{\text{eff}}$. Ces valeurs ont augmenté de 16 mm par rapport à celles obtenus avec les mesures expérimentales. Néanmoins, la différence de l'élargissement

entre les deux distributions, qui est de 30 mm, est proche de celle obtenue expérimentalement (32 mm).

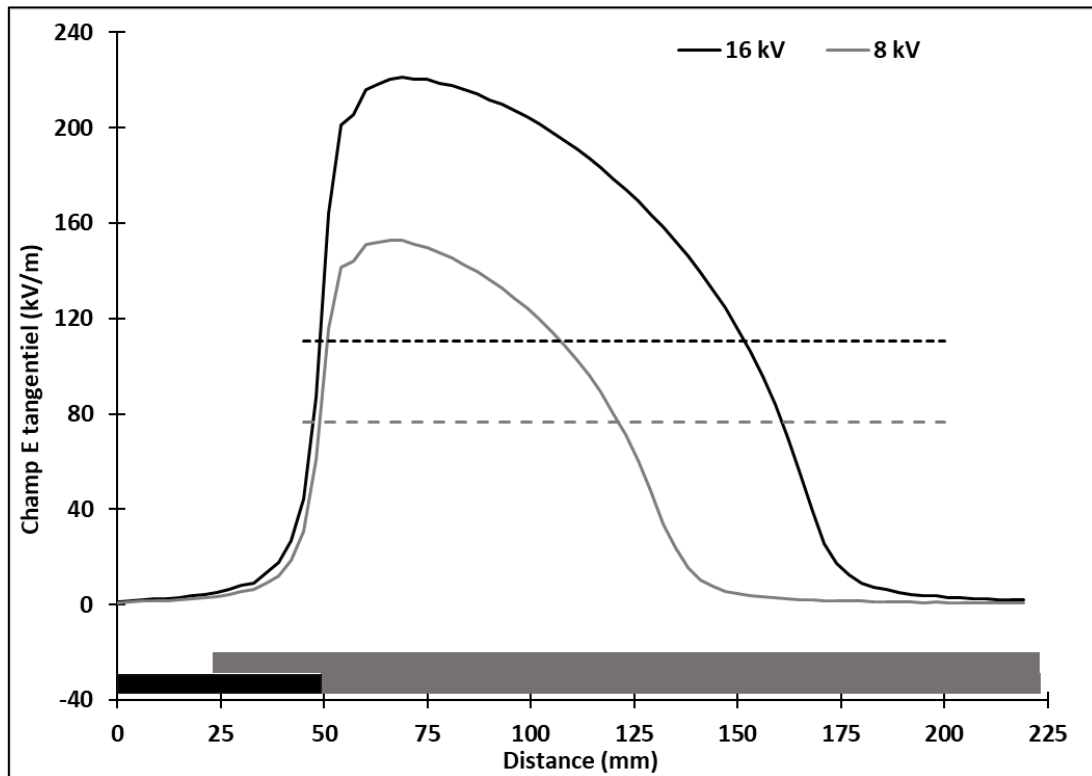


Figure V-32 : Distributions de la composante tangentielle du champ E en fonction de la tension appliquée.

V.6 Conclusion partielle

En raison de la faible épaisseur du revêtement anti-effluves (1/10 de millimètre), l'étude numérique d'une barre statorique par la méthode des éléments finis (MEF) en utilisant une approche volumique, c'est-à-dire la prise en compte de l'épaisseur du revêtement anti-effluves, peut conduire à une instabilité numérique (problème de convergence) en particulier dans un régime temporel et non linéaire (avec un coefficient de

non-linéarité élevé). Pour pallier cette difficulté, une nouvelle approche utilisant des éléments de surface pour la modélisation des couches minces conductrices a été développée dans cette étude. En conséquence, une étude comparative des distributions des composantes tangentielle et normale du champ E et de la température obtenues avec les approches surfacique et volumique a été réalisée. Les simulations ont été réalisées en utilisant trois différents modèles géométriques numériques d'une barre statorique. Dans le but de valider la nouvelle méthode numérique d'étude des barres statoriques, les résultats numériques et expérimentaux ont été comparés. Les principales contributions de l'étude numérique sont :

- Les résultats obtenus ont démontré que quel que soit le modèle (2D axisymétrique, 3D plat et 3D réel) d'une barre statorique, l'approche surfacique peut être utilisée à la place de l'approche volumique pour déterminer les distributions de la température et du champ électrique le long du revêtement anti-effluves avec une précision fiable et un temps de simulation plus court. L'approche surfacique devient donc une alternative intéressante qui permet de résoudre le problème de la modélisation des couches minces par la MEF.
- Pour une étude en 3D d'une barre statorique par la MEF, il convient d'utiliser le modèle géométrique réel d'une barre statorique avec les courbures et les effets de bords en lieu et place d'un modèle simplifié (barre plate) comme dans les travaux antérieurs. En effet, les résultats obtenus dans ce travail indiquent une différence entre les distributions des composantes normale et tangentielle du champ électrique obtenues avec les modèles numériques réel et simplifié d'une barre

statorique. En outre, pour le modèle numérique d'une barre statorique réelle, les distributions obtenues sur la face avant sont différentes de celles sur la face arrière.

- La composante normale du champ électrique présente des distorsions de sa forme d'onde temporelle le long de la barre, en particulier à partir de la jonction RC/RAE. Comme cela a été démontré dans le chapitre IV, cette déformation est due à la non-linéarité du revêtement anti-effluves. En ce qui concerne la composante tangentielle, elle demeure sinusoïdale indépendamment du point de mesure.
- Une conformité qualitative et quantitative entre les résultats numériques et expérimentaux a été démontrée. Ceci, vient prouver la validité de la nouvelle méthode numérique développé dans ces travaux pour la modélisation des barres statoriques.

Tous ces résultats issus des simulations numériques mettent en évidence l'apport de ce présent travail de recherche avec le développement d'un modèle numérique thermoélectrique tridimensionnel (3D) d'une barre statorique utilisant l'approche surfacique. Ce modèle permet de résoudre les problèmes d'instabilité numérique rencontrés dans l'étude numérique des barres statoriques.

CHAPITRE VI

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS

VI.1 Conclusions

Les travaux réalisés dans le cadre de ce projet de recherche avaient deux objectifs principaux. Dans un premier temps, il s'agissait de développer une nouvelle approche pour la modélisation numérique d'une barre statorique en utilisant le modèle géométrique réel sans rencontrer de problème de convergence, comme cela fût le cas des recherches présentés dans les travaux antérieurs. Deuxièmement, il était question de proposer une nouvelle méthode pour la mesure directe des composantes tangentielle et normale du champ électrique à la surface des revêtements anti-effluves. Les travaux conduits ont essentiellement été axées :

- Sur l'utilisation de l'approche surfacique pour la modélisation thermoélectrique d'une barre statorique. Dans cette approche, les matériaux constituant des couches minces (RC et RAE) ne sont pas présents physiquement dans le modèle géométrique. Ces derniers sont pris en compte à travers des conditions aux limites spécifiques. L'étude a été réalisée avec les modèles 2D axisymétrique, 3D simplifié (barre) et 3D réel (géométrie réelle d'une barre statorique).

- Sur l'emploi d'un nouveau capteur EO qui permet la mesure directe des composantes tangentielle et normale du champ E afin d'en déterminer les distributions spatiales à la surface des revêtements anti-effluves ainsi que leur forme d'onde temporelle. Pour ce projet, les composantes tangentielle et normale du champ électrique ont été mesurée à la surface d'une barre statorique au carbure de silicium (SiC).

Toutes les simulations numériques qui ont été réalisées ont permis de tirer les conclusions suivantes :

- Il est désormais possible de réaliser la modélisation numérique en 3D d'une barre statorique par la MEF en utilisant la géométrie réelle de la barre sans rencontrer de difficulté de convergence. Pour ce faire, il convient d'utiliser l'approche surfacique qui permet, de plus, de réduire considérablement le temps de calcul de la solution numérique effectuée dans le domaine temporel. Cela permet à la fois de déterminer les distributions spatiales des deux composantes du champ électrique mais également d'en étudier leur forme d'onde.
- L'épaisseur du revêtement anti-effluves à une influence significative sur la distribution du champ E. En effet, lorsque l'épaisseur du RAE augmente, la valeur maximale du champ E diminue avec une déformation de l'allure de la courbe de chaque composante du champ. Ce résultat peut être utilisée en pratique dans la réduction de la contrainte électrique à la surface des barres statoriques par

l'augmentation de l'épaisseur de la couche du matériaux anti-effluves aux endroits stratégiques.

- Pour une étude en 3D d'une barre statorique par la MEF, il convient d'utiliser la forme géométrique réelle d'une barre en lieu et place de la géométrie simplifiée (barre plate), comme c'était le cas dans les travaux antérieurs. En effet, les distributions des composantes du champ E obtenues avec la géométrie réelle sont différentes de celles obtenues avec la géométrie simplifiée. En outre, pour la géométrie réelle, les distributions obtenues sur la face avant sont différentes de celles obtenues sur la face arrière. Néanmoins, ces résultats n'ont pas pu être vérifiés expérimentalement et feront l'objet de projet futur.
- Une conformité qualitative et quantitative entre les résultats numériques et expérimentaux a été démontrée. Ceci démontre une fois de plus que l'étude numérique et l'étude expérimentale sont complémentaires. En particulier, dans le cadre de ce projet de recherche, l'étude numérique a permis de mieux comprendre la forme de la distribution de la composante normale du champ E obtenue avec le capteur EO. En effet, pour la composante normale, il n'y a pas de base de comparaison dans la littérature car le système de mesure utilisé dans ce travail est le premier à permettre de mesurer cette dernière.

Ces résultats issus des simulations numériques mettent en évidence l'apport de ce présent travail de recherche par le développement d'une nouvelle méthode numérique pour la modélisation des couches minces conductrices et non-linéaire par la MEF en utilisant le logiciel Comsol Multiphysics.

Les mesures expérimentales réalisées dans ce projet de recherche ont aussi permis de mettre en évidence les éléments suivants :

- L'influence de la tension appliquée sur la distribution de la composante tangentielle a pu être mise en évidence. Ainsi, il a été observé qu'à partir d'une valeur de la tension appliquée de 16 kV, l'augmentation de cette dernière n'a pas d'influence sur la valeur maximale du champ tangentiel. Cela est due au fait que dans un diélectrique non linéaire, la valeur maximale du champ pouvant être atteinte est limitée d'après la théorie du champ limite de charge d'espace. Les qualités métrologiques du capteur utilisé dans ce travail ont permis de mettre en évidence cette loi qui a été évoquée dans certains travaux antérieurs sans être prouvée du fait des limites des appareils de mesure du champ E ayant été utilisés. Ceci constitue un résultat très important.
- Au niveau de la distribution de la composante tangentielle, la largeur de la zone où les valeurs du champ E sont élevées augmente avec la valeur de la tension appliquée. Ce résultat montre que dans l'application du revêtement anti-effluves sur une barre statorique, la longueur de la région où le revêtement anti-effluves est disposé devrait augmenter avec la tension appliquée.
- La mesure de la distribution spatiale de la composante normale réalisée expérimentalement est une première dans le domaine de recherche en lien avec les revêtements anti-effluves. Les seules données disponibles jusqu'à

ce jour étaient issues de simulations numériques. Les résultats obtenus ont ainsi permis de démontrer l'importance à apporter à cette composante qui avait jusqu'à aujourd'hui été négligée. En particulier, sa contribution dans la résultante du champ électrique est importante et doit être prise en compte dans tout phénomène d'apparition de décharges partielles, qui ne doivent pas être uniquement régi par la composante tangentielle, comme rapporté dans la littérature.

- La forme d'onde temporelle de la composante normale du champ E se déforme en présence du revêtement anti-effluves. Cette déformation qui est dû à la présence d'un matériau non linéaire (en occurrence le RAE), conduit à la présence des harmoniques de rang 3 et 5 dans le spectre d'amplitude obtenu par analyse de Fourier. Cette déformation peut ainsi être utilisée pour détecter la position du maximum de la composante tangentielle et également, étant induite par la non-linéarité du revêtement anti-effluves, servir d'outils de diagnostic à des fins de contrôle de la qualité. La possibilité de mesurer l'évolution temporelle des composantes du champ E est un résultat très intéressant et innovant, qui n'est possible qu'avec le capteur utilisé dans ce travail. Ceci offre de nouvelles possibilités qui méritent d'être exploitées afin d'approfondir les connaissances sur le comportement des revêtements anti-effluves.
- La nouvelle méthode de mesure EO utilisée dans ce travail permet également d'obtenir le champ E résultant à partir de composantes tangentielle et

normale. Le champ résultant obtenu est largement supérieur à la composante tangentielle qui a été, jusqu'ici, utilisée pour la caractérisation des revêtements anti-effluves.

- Le champ E résultant obtenu à partir des composantes tangentielle et normale doit être considérée pour une meilleure évaluation des contraintes électrique au niveau la zone de chevauchement RC/RAE. En effet, et comme cela a été démontré, les valeurs du champ E résultant sont largement supérieures à celles de la composante tangentielle qui ont été prise en compte jusqu'ici au niveau de la zone de chevauchement RC/RAE. La connaissance de la contrainte exacte à cet endroit va permettre un meilleur dimensionnement de la zone de chevauchement RC/RAE.

Tous ces résultats expérimentaux démontrent une fois de plus la pertinence du système de mesure EO utilisé dans le cadre de ce projet de recherche pour la mesure directe des composantes du champ E à la surface des revêtements employés dans le système d'isolation des barres statoriques. Ils constituent une avancée notable dans la recherche de méthode fiable et robuste en vue de fournir des éléments fiables sur l'efficacité des revêtements anti-effluves. Ce système EO offre également, de nouveaux outils (champ résultant, forme d'onde temporelle, orientation du champ E) qui méritent d'être exploités afin d'évaluer la performance des matériaux anti-effluves. En outre, les différents résultats obtenus avec la composante normale du champ électrique grâce au système de mesure EO utilisé, montre que cette dernière s'avère plus pertinente pour l'analyse de l'efficacité des

revêtements anti-effluves. En effet, alors que seule la distribution surfacique de la composante tangentielle peut être exploitée, la composante normale offre en plus sa forme d'onde temporelle et l'analyse de Fourier qui en découle. Ces sources d'informations supplémentaires qu'offrent la mesure de la composante normale du champ électrique, démontre de la nécessité d'envisager son exploitation pour l'analyse de l'efficacité des revêtements anti-effluves dans les travaux futurs.

VI.2 Recommandations

Le revêtement anti-effluves est un composant très crucial du système d'isolation des barres statoriques des alternateurs. Il est utilisé pour inhiber les décharges partielles externes en permettant une meilleure linéarisation du champ électrique. Par conséquent, il est important de s'assurer de son efficacité afin d'éviter une défaillance de l'isolation principale et à long terme, une panne de l'alternateur avec des conséquences très importantes. Pour ce faire, il est essentiel de pouvoir disposer de méthodes fiables et robustes qui permettent d'évaluer efficacement la fonctionnalité de ces matériaux. Ce travail de recherche s'est donné pour mission de répondre à cette exigence. Ainsi, les travaux menés dans cette étude ont permis d'obtenir plusieurs résultats qui ont été détaillés dans les sections précédentes.

Dans le but de compléter cette étude et parvenir à disposer d'une méthode éprouvée et crédible, d'une part et d'autre part, d'explorer des aspects complémentaires qui n'ont pas pu être réalisés, des travaux complémentaires méritent d'être conduits :

- Dans un premier temps, il est recommandé de réaliser des mesures de température à la surface de la barre statorique à différent niveau de tension afin de valider les résultats numériques issus des simulations thermoélectriques présentés dans ce travail de recherche. De plus, ces mesures permettraient également d'établir une corrélation entre les distributions du champ E et de la température.
- Deuxièmement, des vieillissements (électrique et thermique) accélérés sous différentes conditions pourraient être réalisés afin de réaliser une caractérisation du matériau anti-effluves par l'établissement d'une relation entre la distribution du champ E et le degré de vieillissement. L'impact de paramètres supplémentaire tels que l'humidité, les contaminants, etc. pourrait aussi être analysé. Un intérêt particulier pourrait être porté sur la forme d'onde temporelle de la composante normale du champ E en fonction du degré de vieillissement. Le but étant de vérifier si la forme d'onde temporelle de cette composante pourrait être utilisée comme une signature permettant d'évaluer la propriété de non-linéarité des revêtements anti-effluves.
- Dans un même ordre d'idées, il pourrait être intéressant de regarder la possibilité d'utiliser les valeurs caractéristiques des composantes normale et tangentielle issus des distributions spatiales à des fins de diagnostic. En effet, ces valeurs dépendent directement de la conductivité non-linéaire du revêtement et bien que la relation entre la conductivité et les valeurs des

champs normal et tangentiel soit complexe, l'utilisation de réseaux de neurones pourrait être envisagée. Ainsi, cela simplifierait grandement les méthodes actuelles pour déterminer les propriétés électriques des revêtements anti-effluves qui sont longues et fastidieuses tout en permettant de fournir un outil simple de contrôle de la qualité des barres statoriques avant leur installation.

- Également, pour les futures études, la conductivité volumique du revêtement anti-effluves devra être mesurée puis implémentée dans le modèle numérique afin de permettre une comparaison plus rigoureuse entre les résultats numériques et expérimentaux.

LISTE DE RÉFÉRENCES

- [1] G. C. Stone, E. A. Boulter, I. Culbert, and H. Dhirani, *Electrical insulation for rotating machines: design, evaluation, aging, testing, and repair* John Wiley & Sons, 2014.
- [2] J. Allison, "Understanding the need for Anti-corona materials in High Voltage Rotating Machines," in *Properties and Applications of Dielectric Materials, 2000. Proceedings of the 6th International Conference on*, 2000, vol. 2, pp. 860-863: IEEE.
- [3] W. H. Moudy, "Deterioration Mechanisms in recent air cooled turbine generators," in *ASME 2006 Power Conference*, 2006, pp. 291-297: American Society of Mechanical Engineers.
- [4] C. Hudon and M. Belec, "Partial discharge signal interpretation for generator diagnostics," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 12, no. 2, pp. 297-319, 2005.
- [5] M. Kaufhold *et al.*, "Interface phenomena in stator winding insulation - challenges in design, diagnosis, and service experience," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 18, no. 2, pp. 27-36, 2002.
- [6] J. P. Rivenc and T. Lebey, "An overview of electrical properties for stress grading optimization," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 6, no. 3, pp. 309-318, 1999.
- [7] A. Kumada, T. Nakamura, K. Hidaka, Y. Tsuboi, and T. Yoshimitsu, "Potential distribution on the stress grading system of high-voltage rotating machines—I measuring system," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 22, no. 6, pp. 3163-3169, 2015.
- [8] A. Roberts, "Stress grading for high voltage motor and generator coils," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 11, no. 4, pp. 26-31, 1995.
- [9] S. Ul Haq and R. Omranipour, "Comparative evaluation of various grading systems for electric machinery stator windings," in *Electrical Insulation (ISEI), Conference Record of the 2010 IEEE International Symposium on*, 2010, pp. 1-4: IEEE.
- [10] O. Krpál and P. Mráz, "VA Characteristic Measuring of Stress Grading Tapes in the End-winding of Synchronous Generators," *Procedia Engineering*, vol. 69, pp. 1523-1528, 2014.
- [11] D. Conley and N. Frost, "Fundamentals of semi-conductive systems for high voltage stress grading," in *Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo, 2005. Proceedings*, 2005, pp. 89-92: IEEE.
- [12] V. Kogan, F. Dawson, G. Gao, and B. Nindra, "Surface corona suppression in high voltage stator winding end turns," in *Electrical Electronics Insulation Conference, 1995, and Electrical Manufacturing & Coil Winding Conference. Proceedings*, 1995, pp. 411-415: IEEE.
- [13] E. Sharifi, S. H. Jayaram, and E. A. Cherney, "Temperature and electric field dependence of stress grading on form-wound motor coils," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 17, no. 1, pp. 264-270, 2010.
- [14] K. Kiuchi *et al.*, "The potential distribution measurement on the stress grading system of high-voltage rotating machines by using pockels effect," in *Electrical Insulation*

- and Dielectric Phenomena (CEIDP), 2012 Annual Report Conference on, 2012, pp. 199-200.
- [15] M. Bernier, G. Gaborit, L. Duvillaret, A. Paupert, and J.-L. Lasserre, "Electric field and temperature measurement using ultra wide bandwidth pigtailed electro-optic probes," *Applied optics*, vol. 47, no. 13, pp. 2470-2476, 2008.
 - [16] M. Bernier, L. Duvillaret, G. Gaborit, A. Paupert, and J. L. Lasserre, "Fully Automated E-Field Measurement System Using Pigtailed Electro-Optic Sensors for Temperature-Dependent-Free Measurements of Microwave Signals in Outdoors Conditions," *Sensors Journal, IEEE*, vol. 9, no. 1, pp. 61-68, 2009.
 - [17] C. Volat, M. Jabbari, M. Farzaneh, and L. Duvillaret, "New method for in live-line detection of small defects in composite insulator based on electro-optic E-field sensor," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 20, no. 1, pp. 194-201, 2013.
 - [18] C. Volat, L. Duvillaret, and G. Gaborit, "Detection of AC corona discharges using an electro-optic E-field sensor," in *Electrical Insulation (ISEI), Conference Record of the 2012 IEEE International Symposium on*, 2012, pp. 95-98: IEEE.
 - [19] G. Gaborit *et al.*, "Single Shot and Vectorial Characterization of Intense Electric Field in Various Environments With Pigtailed Electrooptic Probe," *Plasma Science, IEEE Transactions on*, vol. 42, no. 5, pp. 1265-1273, 2014.
 - [20] C. Volat, L. Duvillaret, F. Lecoche, J. D. Kapteos, and G. Gaborit, "Contactless optical sensors for in situ AC and DC electric field measurement and diagnostics," in *Electrical Insulation Conference (EIC), 2013 IEEE*, 2013, pp. 365-369.
 - [21] A. Baker, A. Gully, and J. Wheeler, "Finite element modelling of nonlinear stress grading materials for machine end windings," *Proceedings of International Conference on Power Electronics Machines and Drives*, 2002 p. 265 – 268, 2002.
 - [22] E. Sharifi-Ghazvini, "Analysis of Electrical and Thermal Stresses in the Stress Relief System of Inverter Fed Medium Voltage Induction Motors," Thèse de Doctorat, University of Waterloo, 2010.
 - [23] C. Staubach, F. Pohlmann, and F. Jenau, "Comparison of transient time-domain and harmonic quasi-static solution of electrical and thermal coupled numerical stress grading calculations for large rotating machines," in *Electrical Insulation (ISEI), Conference Record of the 2012 IEEE International Symposium on*, 2012, pp. 209-213: IEEE.
 - [24] C. Staubach, S. Kempen, and F. Pohlmann, "Calculation of electric field distribution and temperature profile of end corona protection systems on large rotating machines by use of finite element model," in *Electrical Insulation (ISEI), Conference Record of the 2010 IEEE International Symposium on*, 2010, pp. 1-6.
 - [25] C. Volat, "Comparison between the use of surface and volume conductivity to compute potential distribution along an insulator in presence of a thin conductive layer," in *Electrical Insulation Conference (EIC), 2013 IEEE*, 2013, pp. 409-413: IEEE.
 - [26] D. Azizi and A. Gholami, "Optimization of semiconductive coating and groundwall insulation layers in stator slot of HV generator," *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 57, pp. 384-391, 2014.
 - [27] A. Nair, "Caractérisation et modélisation du comportement diélectrique des systèmes d'isolation statorique par la méthode de montée progressive en haute tension continue," Mémoire de maîtrise, École de technologie supérieure, 2006.

- [28] G. C. Stone, E. A. Boulter, I. Culbert, and H. Dhirani, *Electrical insulation for rotating machines: design, evaluation, aging, testing, and repair*. John Wiley & Sons, 2004.
- [29] R. H. Rehder, R. E. Draper, and B. J. Moore, "How good is your motor insulation systems," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 12, no. 4, pp. 8-14, 1996.
- [30] "IEEE Recommended Practice - General Principles for Temperature Limits in the Rating of Electrical Equipment and for the Evaluation of Electrical Insulation," *IEEE Std 1-2000*, pp. 1-28, 2001.
- [31] A. Bock, R. Joho, T. Baumann, and C. Stephan, "Trends in Insulation Systems for Generator HV-Windings," *CIGRE Paris 2002*, pp. 11-102, 2002.
- [32] A. Nair, "Caractérisation et modélisation du comportement diélectrique des systèmes d'isolation statorique des grandes machines tournantes lors d'essais PDT et RT," Thèse de Doctorat, École de technologie supérieure, 2017.
- [33] T. Weege, "Basic impregnation techniques [for windings]," in *Electrical Insulation Conference, 1997, and Electrical Manufacturing & Coil Winding Conference. Proceedings*, 1997, pp. 709-715.
- [34] M. Lévesque, "Étude des taux de dégradation de barres d'alternateurs soumises à des décharges partielles d'encoche sous différentes contraintes," Mémoire de maîtrise, École de technologie supérieure, 2008.
- [35] M. Chapman and R. Bruetsch, "Suppression of partial discharges in high-voltage rotating machines," in *2009 IEEE Electrical Insulation Conference*, 2009, pp. 338-342: IEEE.
- [36] M. Farahani, H. Borsi, E. Gockenbach, and M. Kaufhold, "Partial discharge and dissipation factor behavior of model insulating systems for high voltage rotating machines under different stresses," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 21, no. 5, pp. 5-19, 2005.
- [37] G. Klempner and I. Kerszenbaum, "Handbook of Large Turbo-generator Operation and Maintenance, ed: 2," ed: IEEE Press/Wiley, 2008.
- [38] M. Lévesque, "Étude des facteurs influençant le mécanisme des décharges partielles d'encoche," Thèse de Doctorat, École de technologie supérieure, 2012.
- [39] D. J. Conley and N. Frost, "Fundamentals of semi-conductive systems for high voltage stress grading," in *Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo, 2005. Proceedings*, 2005, pp. 89-92.
- [40] M. K. Stranges, G. C. Stone, and D. L. Bogh, "New specs for ASD motors," *Industry Applications Magazine, IEEE*, vol. 13, no. 1, pp. 37-42, 2007.
- [41] F. Espino-Cortés, "A Study of Field-Dependent Stress Grading Systems Working under Fast Rise Time Pulses," Thesis Doctoral, 2007.
- [42] M. Kaufhold, K. Schafer, K. Bauer, A. Bethge, and J. Risse, "Interface phenomena in stator winding insulation-challenges in design, diagnosis, and service experience," *IEEE Electrical insulation magazine*, vol. 2, no. 18, pp. 27-36, 2002.
- [43] F. T. Emery, "The application of conductive and stress grading tapes to vacuum pressure impregnated, high voltage stator coils," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 12, no. 4, pp. 15-22, 1996.
- [44] H. Brandes, T. Hillmer, M. R. Levit, W. E. Corbett, and N. E. Frost, "New generation of conductive tapes for high voltage applications," in *Electrical Insulation, 2006. Conference Record of the 2006 IEEE International Symposium on*, 2006, pp. 376-379.

- [45] R. Brüttsch and T. Hillmer, "Corona Protection in Rotating High Voltage Machines," in *INDUCTICA Conference*, 2006.
- [46] R. Malamud and I. Cheremisov, "Anti-corona protection of the high voltage stator windings and semi-conductive materials for its realization," in *Electrical Insulation, 2000. Conference Record of the 2000 IEEE International Symposium on*, 2000, pp. 32-35: IEEE.
- [47] J. P. Mackevich and J. W. Hoffman, "Insulation enhancement with heat-shrinkable components. III. Shielded power cable," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 7, no. 4, pp. 31-40, 1991.
- [48] R. Omranipour and S. U. Haq, "Evaluation of Grading System of Large Motors AC Stator Windings," in *Electrical Insulation, 2008. ISEI 2008. Conference Record of the 2008 IEEE International Symposium on*, 2008, pp. 158-161.
- [49] L. Donzel, F. Greuter, and T. Christen, "Nonlinear resistive electric field grading Part 2: Materials and applications," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 2, no. 27, pp. 18-29, 2011.
- [50] E. Martensson, B. Nettelbled, U. Gafvert, and L. Palmqvist, "Electrical properties of field grading materials with silicon carbide and carbon black Conduction and Breakdown in Solid Dielectrics " in *1998. ICSD'98. Proceedings of the 1998 IEEE 6th International Conference on*, 1998, pp. 548-552: IEEE.
- [51] C. Öneby, E. Mårtensson, U. Gafvert, A. Gustafsson, and L. Palmqvist, "Electrical properties of field grading materials influenced by the silicon carbide grain size in solid dielectrics," in *2001. ICSD'01. Proceedings of the 2001 IEEE 7th International Conference on*, 2001, pp. 43-45: IEEE.
- [52] F. P. Espino-Cortes, E. A. Cherney, and S. H. Jayaram, "Impact of inverter drives employing fast-switching devices on form-wound AC machine stator coil stress grading," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 23, no. 1, pp. 16-28, 2007.
- [53] J. Rivenc, T. Lebey, A. Loubiere, M. Biron, and J. Warnant, "A discussion of current-voltage and surface potential measurements to test stress grading materials," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 31, no. 19, p. 2612, 1998.
- [54] F. Espino-Cortes, S. Jayaram, and E. Cherney, "Stress grading materials for cable terminations under fast-rise time pulses," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 13, no. 2, pp. 430-435, 2006.
- [55] J. Wheeler, A. Gully, A. Baker, and F. Perrot, "Thermal performance of stress grading systems for converter-fed motors," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 23, no. 2, pp. 5-11, 2007.
- [56] G. Lupo, C. Petrarca, L. Egiziano, V. Tucci, and M. Vitelli, "Numerical evaluation of the electric field in cable terminations equipped with nonlinear grading materials," in *Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 1998. Annual Report. Conference on*, 1998, pp. 585-588: IEEE.
- [57] B. S. Nindra and A. Khazanov, "Semi-Conducting Corona Suppression System for High Voltage Windings," in *Iris Rotating Machine Conference, San Antonio, TX*, 2002, pp. 1-8.
- [58] J. Y. Zhou and S. Boggs, "Dielectric properties of three component mixtures of nonlinear, resistive, and non-conducting grains," in *Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 2003. Annual Report. Conference on*, 2003, pp. 112-115: IEEE.

- [59] J. Speck, S. Grobmann, and F. Kielmann, "Behaviour of the Stress Grading System in Converter Operated HV Machines," in *XVth International Symposium on High Voltage Engineering.(ISH)*, T3-116, 2007.
- [60] A. Kumada *et al.*, "Transient potential distribution on stress grading system of rotating machines under repetitive impulse voltages," in *Electrical Insulation Conference (EIC)*, 2014, 2014, pp. 368-372: IEEE.
- [61] C. Staubach, J. Wulff, and F. Jenau, "Particle swarm based simplex optimization implemented in a nonlinear, multiple-coupled finite-element-model for stress grading in generator end windings," in *Optimization of Electrical and Electronic Equipment (OPTIM)*, 2012 13th International Conference on, 2012, pp. 482-488: IEEE.
- [62] J. Rhyner and M. G. Bou-Diab, "One-dimensional model for nonlinear stress control in cable terminations," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 4, no. 6, pp. 785-791, 1997.
- [63] G. Lupo, G. Miano, V. Tucci, and M. Vitelli, "Field distribution in cable terminations from a quasi-static approximation of the Maxwell equations," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 3, no. 3, pp. 399-409, 1996.
- [64] H. El-Kishky, M. Abdel-Salam, H. Wedaa, and Y. Sayed, "Time-domain analysis of nonlinear stress-grading systems for high voltage rotating machines," in *Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 2003. Annual Report. Conference on*, 2003, pp. 482-485.
- [65] F. P. Espino-Cortes, E. A. Cherney, and S. Jayaram, "Effectiveness of stress grading coatings on form wound stator coil groundwall insulation under fast rise time pulse voltages," *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 20, no. 4, pp. 844-851, 2005.
- [66] D. Eric and L. Laurent, "Low-frequency dielectric response of epoxy-mica insulated generator bars during multi-stress aging," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 14, no. 1, pp. 212-226, 2007.
- [67] L. Ming *et al.*, "Effects of repetitive pulse voltages on surface potential distribution at end corona protection region of high voltage motors," in *International Symposium on High Voltage Engineering (ISH)*, 2007.
- [68] X. Qi, Z. Zheng, and S. Boggs, "Engineering with nonlinear dielectrics," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 20, no. 6, pp. 27-34, 2004.
- [69] V. Tucci and J. Rhyner, "Comment on 1-dimensional model for nonlinear stress control in cable terminations," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 6, no. 2, pp. 267-270, 1999.
- [70] A. Gully and J. Wheeler, "The performance of aged stress grading materials for use in electrical machines," *Eighth International Conference on Dielectric Materials, Measurements and Applications*, 2000 p. 392 – 396, 2000.
- [71] N. Taylor, "Dielectric response and partial discharge measurements on stator insulation at varied low frequency," 2010.
- [72] H. El-Kishky, "Experience with development and evaluation of corona-suppression systems for HV rotating machines," *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol. 9, no. 4, pp. 569-576, 2002.
- [73] E. Sharifi, S. Jayaram, and E. Cherney, "Capacitive grading of 13.8 kV form-wound motor coil ends for pulse width modulated drive operation," in *Electrical Insulation, 2008. ISEI 2008. Conference Record of the 2008 IEEE International Symposium on*, 2008, pp. 632-635: IEEE.

- [74] M. A. Noras, "Non-contact surface charge/voltage measurements fieldmeter and voltmeter methods," *Trek Application Note*, no. 3002, 2002.
- [75] J. C. G. Wheeler, A. M. Gully, A. E. Baker, and F. A. Perrot, "Novel stress grading systems for converter-fed motors," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 23, no. 1, pp. 29-35, 2007.
- [76] R. Merte, "Measurements of electric fields with an electrooptic miniature probe," in *15th International Symposium on High Voltage Engineering (ISH 2007)*, T2-505, 2007.
- [77] L. Fei, Z. Jianhuan, X. Chunrong, and Y. Zhiwei, "Application of the Pockels Effect to High Voltage Measurement," in *Electronic Measurement and Instruments, 2007. ICEMI '07. 8th International Conference on*, 2007, pp. 4-495-4-499.
- [78] S. Kempen, F. Pohlmann, and K. Pinkert, "Comparison of low-interaction methods of measurement for determining the distribution of surface potential on end corona protection configurations," in *Insucon conference, UK*, 2009.
- [79] C. Staubach and R. Merte, "Direct Electrical Field Strength Distribution Determination on Electrical Apparatus by Means of an Electro-optical Miniature Field Sensor," *The 19th International Symposium on High Voltage Engineering, Pilsen, Czech Republic, August, 23 – 28, 2015*.
- [80] H. El-Kishky, A. El-Said, and F. Brown, "Performance of Non-Linear Stress-Grading Systems at Non-Sinusoidal Voltages," in *IEEE International Power Modulators and High Voltage Conference, Proceedings of the 2008*, 2008, pp. 307-310: IEEE.
- [81] H. El-Kishky, A. El-Said, and F. Brown, "High Frequency Performance of Nonlinear Stress Grading Systems," in *IEEE International Power Modulators and High Voltage Conference, Proceedings of the 2008*, 2008, pp. 584-587: IEEE.
- [82] W. Sima, Q. Yang, C. Sun, and F. Guo, "Potential and electric-field calculation along an ice-covered composite insulator with finite-element method," in *Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings-*, 2006, vol. 153, no. 3, pp. 343-349: IET.
- [83] Z. Guan, L. Wang, B. Yang, X. Liang, and Z. Li, "Electric field analysis of water drop corona," *Power Delivery, IEEE Transactions on*, vol. 20, no. 2, pp. 964-969, 2005.
- [84] R. Tremblay and C. Hudon, "Improved requirements for stress-grading systems at hydro-Quebec," in *Proc. Iris Rotating Machine Conference*, 2007, p. 6.
- [85] E. Sharifi, E. A. Cherney, and S. H. Jayaram, "Anisotropic dielectric properties of stress grading materials used in medium voltage form-wound motor coils to study thermal effects of repetitive fast pulses," in *Electrical Insulation Conference, 2009. EIC 2009. IEEE*, 2009, pp. 333-337: IEEE.
- [86] A. Designation, "Standard Test Methods for DC Resistance or Conductance of Insulating Materials," *D257 99*.
- [87] S. Huang and D. C. Erickson, "The potential use of optical sensors for the measurement of electric field distribution," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 4, no. 3, pp. 1579-1585, 1989.
- [88] H. Kopola, A. Thansandote, J. Chrostowski, and S. Stuchly, "An optical E-field sensor," in *Precision Electromagnetic Measurements, 1990. CPEM'90 Digest, Conference on*, 1990, pp. 196-197: IEEE.
- [89] J.L. LASSERRE, P. BRUGUIÈRE, C. Gramat, L. DUVILLARET, G. GABORIT, and e. a. K. IMEP-LAHC, "Mesure d'impulsions microondes de forte puissance par

- sondes électro-optiques," *Revue scientifique et technique de la Direction des applications militaires*, vol. 44, Novembre 2013.
- [90] J. Kuffel and P. Kuffel, *High voltage engineering fundamentals*. Newnes, 2000.
 - [91] A. Kumada, T. Nakamura, K. Hidaka, Y. Tsuboi, and T. Yoshimitsu, "Potential distribution on the stress grading system of high-voltage rotating machines??? I measuring system," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 22, no. 6, pp. 3163-3169, 2015.
 - [92] J.-L. Rasolonjanahary, L. Krähenbühl, and A. Nicolas, "Computation of electric fields and potential on polluted insulators using a boundary element method," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 28, no. 2, pp. 1473-1476, 1992.
 - [93] C. Multiphysics, "COMSOL Multiphysics User Guide (Version 4.3 a)," *COMSOL, AB*, 2012.
 - [94] T. Nakamura *et al.*, "Transient potential measurement on stress grading under multi-level PWM," in *2015 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, 2015, pp. 161-165: IEEE.
 - [95] J. Mackevich and J. Hoffman, "Insulation enhancement with heat-shrinkable components. III. Shielded power cable," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 7, no. 4, pp. 31-40, 1991.